

Ultraschallbasiertes in situ Geometrie-Messsystem für dünnwandige Stahlringe

Vom Fachbereich Produktionstechnik

der

UNIVERSITÄT BREMEN

zur Erlangung des Grades

Doktor-Ingenieur

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Phys. Dirk Stöbener

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Gert Goch,
Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c. Bernhard Karpuschewski,
Otto von Guericke Universität Magdeburg

Tag der mündlichen Prüfung: 20. Juli 2016

Erklärung

Hiermit erkläre ich, Dirk Stöbener, geboren am 20. Juli 1970 in Bremen (Deutschland), dass ich diese Arbeit selbstständig und ohne unerlaubte fremde Hilfe angefertigt habe. Dazu habe ich keine anderen als die von mir angegebenen Quellen und Hilfsmittel verwendet, wobei ich die den verwendeten Werken wörtlich oder inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Bremen, 30. März 2015



Dirk Stöbener

Vorwort

Das hier vorgestellte Messverfahren und die Ergebnisse sind während meiner Anstellung am Bremer Institut für Messtechnik, Automatisierung und Qualitätswissenschaft im Fachbereich Produktionstechnik der Universität Bremen entstanden. Ein Großteil stammt aus den Arbeiten im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 570 „Distortion Engineering“.

Danken möchte ich zunächst Prof. Dr.-Ing. Gert Goch, der mir ermöglichte in seinem Institut an dem interessanten Themenbereich rund um die Messung und die Regelung vom Verzug von Stahlbauteilen zu arbeiten. Während meiner Zeit am Institut bin ich von ihm fortwährend unterstützt und ermutigt worden, die Arbeiten auf den begonnenen Pfaden fortzuführen. Bei aufgetretenen Problemen stand er mir jederzeit mit seinem umfangreichen Fachwissen zur Verfügung und ermöglichte mir in umfangreichen Diskussionen immer wieder neue Blickwinkel zu entwickeln. Darüber hinaus danke ich Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Bernhard Karpuschewski für seine Ratschläge und die Übernahme des Koreferats meiner Arbeit.

Ein herzliches Dankeschön gilt allen Kollegen am BIMAQ für die freundliche Arbeitsatmosphäre und die kollegialen Diskussionen. Besonders bedanke ich mich bei Andreas Tausendfreund, Axel v. Freyberg, Karsten Lübke, Houcem Gafsi, Matko Dijkman und Gerald Ströbel für die sehr gute Zusammenarbeit und die vielen Anregungen. Ebenso danke ich den Kollegen aus dem Institut für Werkstofftechnik für die fruchtbare und freundliche Zusammenarbeit im Sonderforschungsbereich. Insbesondere gilt mein Dank hier Carsten Heinzel, Daniel Meyer, Björn Beekhuis, Olaf Grohmann, Jens Sölter, Friedhelm Frerichs und Holger Surm für die über die Zusammenarbeit hinausgehenden Diskussionen und Ratschläge.

Ein weiterer Dank gilt meinen studentischen Mitarbeitern, die mich bei meinen Arbeiten im BIMAQ unterstützt haben. Besonders bedanken möchte ich mich bei Dietmar Heidtmann, der mir mit seiner ruhigen und hilfsbereiten Art geholfen hat, die experimentellen Arbeiten auch bei Rückschlägen letztendlich erfolgreich zu beenden.

Ganz besonders danke ich meiner Frau Karin ohne deren Liebe, Zuspruch, Antrieb, Rückhalt und Toleranz es mir sicherlich nicht möglich gewesen wäre, diese Arbeit zu erstellen.

Nicht zuletzt bedanke ich mich bei meinen Eltern, die mir ein sorgenfreies Studium und damit den Weg in die Wissenschaft ermöglicht haben. Sie haben mich auch in den schwierigen Stunden meines bisherigen Lebenswegs immer bedingungslos unterstützt und mir die Zuversicht gegeben, meine Ziele erreichen zu können.

Inhaltsverzeichnis:

1	EINLEITUNG	1
2	AUFGABENSTELLUNG UND ZIELSETZUNG	5
3	KENNTNISSTAND	9
3.1	VERZUGSMECHANISMEN IM DREHPROZESS	9
3.2	PRINZIPIEN UND VERFAHREN ZUR GEOMETRIEMESSUNG	11
3.2.1	EINTEILUNG DER MESSVERFAHREN	11
3.2.2	AUTOMATISIERTE ULTRASCHALLVERFAHREN	19
3.3	AUSWERTUNG VON MESSDATEN	32
3.3.1	MATHEMATISCHE GRUNDLAGEN	32
3.3.2	AUSWERTUNG VON GEOMETRIEDATEN	39
3.4	UNSICHERHEITSBESTIMMUNG	47
3.4.1	STÖREINFLÜSSE, MESSABWEICHUNGEN, MESSERGEBNIS	48
3.4.2	UNSICHERHEIT UNABHÄNGIGER MESSGRÖßEN	49
3.4.3	UNSICHERHEIT ABHÄNGIGER GRÖßEN	51
3.4.4	UNSICHERHEITSBUDGET	56
4	RAHMENBEDINGUNGEN	57
4.1	VERWENDETE RINGE	57
4.2	FERTIGUNGSUMGEBUNG	57
4.2.1	ZERSPANZENTRUM	57
4.2.2	SCHNELLE WERKZEUG-VERSTELLEINHEIT	59
4.2.3	BEARBEITUNGSABLAUF	61
4.3	QUALITÄTSREGELKREIS	63
5	LÖSUNGSANSATZ UND VORGEHENSWEISE	65
5.1	LÖSUNGSANSATZ	65
5.2	VORGEHENSWEISE	67
6	REALISIERUNG DES MESSSYSTEMS	69
6.1	DETAILLIEREN DES FUNKTIONSPRINZIPS	69
6.1.1	BERECHNUNG DER WANDDICKENVARIATIONEN AUS PHASENDIFFERENZEN	70
6.1.2	BERECHNUNG DER PHASENDIFFERENZ	74
6.1.3	ENTFALTUNG VON PHASENDIFFERENZEN	75
6.2	TECHNISCHE UMSETZUNG DES PRINZIPS	78
6.2.1	SYSTEMKOMPONENTEN	79
6.2.2	INTEGRATION DES MESSSYSTEMS	81
6.3	INTEGRATION IN DIE FERTIGUNGSUMGEBUNG	83
7	REFERENZVERFAHREN	87
7.1	VERWENDETE MESSGERÄTE	87

7.2	DURCHGEFÜHRTE MESSUNGEN	88
7.2.1	MESSBEDINGUNGEN	88
7.2.2	MESSABLAUF	89
7.3	AUSWERTEMETHODE FÜR DIE GEOMETRIEDATEN	91
7.3.1	MATHEMATISCHE BESCHREIBUNG DER RING-MANTELFÄCHEN	91
7.3.2	BERECHNUNG VON WANDDICKENINFORMATIONEN	105
7.4	ERGEBNISSE DER REFERENZMESSUNGEN	109
7.4.1	DIFFERENZEN ZWISCHEN GEMESSENER UND SYNTHETISierter GEOMETRIE	109
7.4.2	VERGLEICH VON DIFFERENZEN UND UNSICHERHEITEN	112
7.4.3	ZUSAMMENFASSUNG	112
8	SCHALLWELLENLÄNGE UND UNSICHERHEIT	115
8.1	BESTIMMUNGSANSATZ FÜR DIE WELLENLÄNGE	115
8.2	VERWENDETE RINGE	117
8.3	RESULTATE	118
9	ANWENDUNG DES SYSTEMS	123
9.1	DISTORTION ENGINEERING	123
9.1.1	BOBACHTUNG DES RINGVERHALTENS IM ZERSPANPROZESS	123
9.1.2	KOMPENSATION VON WANDDICKENABWEICHUNGEN	129
9.1.3	BEWERTUNG DER ANWENDUNG	135
9.2	WEITERE ANWENDUNGEN	136
10	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	139
11	LITERATURVERZEICHNIS	143
12	VERZEICHNIS DER SYMBOLE	153
13	ANHÄNGE	159
13.1	BESTIMMUNGSGLEICHUNGEN KREIS	159
13.2	BESTIMMUNGSGLEICHUNGEN ZYLINDER-MANTELFÄCHE	161
13.3	BESTIMMUNGSGLEICHUNGEN FOURIERREIHE	163

1 Einleitung

Gehärtete Stahlbauteile gehören schon seit mehr als einem Jahrhundert zu den Schlüsselkomponenten hoch belasteter technischer Baugruppen. Während des Härtens dieser Bauteile tritt in fast allen Fällen sogenannter Verzug auf. Unter Verzug versteht man dabei laut der Norm EN 10052 „jede Änderung der Form und der originalen Maße eines Stahlproduktes, welche während der Wärmebehandlung auftreten“ [EN10052:1993].

Überschreitet die durch den Verzug veränderte Bauteilgeometrie die vom Konstrukteur vorgegebenen Toleranzen, ist zur Sicherstellung der vorgesehenen Funktionsweise eine aufwändige Nachbearbeitung erforderlich. Diese ist aufgrund des harten Bauteilzustands mit hohen Bearbeitungskosten verbunden [Hof2002; Tho2002]. Hinzu kommen noch durch die Nachbearbeitung veränderte Materialeigenschaften, welche die Bauteilfunktion negativ beeinflussen können.

Demzufolge ist die Beherrschung des Verzugs eine wesentliche Herausforderung für Wissenschaft und Industrie, um aktuelle Ziele der Bauteilfertigung (Leichtbau, Materialeffizienz und Near-Net-Shape Produktion) erreichen zu können [Lüb2008].

Schon die Verzugsdefinition gemäß Norm lässt erkennen, dass Verzug in der Vergangenheit immer in direktem Zusammenhang mit dem Wärmebehandlungsprozess betrachtet und dementsprechend auch die Ursachen des beobachteten Verzugs in diesem Prozess gesucht wurden. Durchgeführte Untersuchungen zum Verzugsverhalten beschränkten sich daher in der Regel auf die systematische Einflussfaktoranalyse eines einzelnen Prozesses (meist des Wärmebehandlungsprozesses) [z.B. Fin1954; Ber1977; Vol1989; Gun1991; Zoc1994; Gun1995]. Die Ergebnisse dieser Studien dienten der Industrie dazu, den jeweiligen Prozess hinsichtlich der identifizierten Haupteinflussfaktoren so zu optimieren, dass der auftretende Verzug teilweise verringert wurde. In der Regel verblieb aber ein signifikanter Verzugsanteil, da eine systematische Ursachenanalyse mit dem Ziel des Mechanismenverständnisses nicht betrieben wurde. Somit war eine Übertragung der Erkenntnisse auf z.B. andere Bauteilgeometrien nur in wenigen Fällen sinnvoll [Zoc2006].

Erst in den letzten 20 Jahren hat sich die Sichtweise auf die Verzugsentstehung und -beherrschung deutlich verändert. Es setzte sich die Erkenntnis durch, dass sich in unterschiedlichen Teilen der Prozesskette befindende Einflussfaktoren gegenseitig in

ihrer Verzugswirkung beeinflussen und mehrere Prozesse der Fertigungskette zum Verzug beitragen können [Hof1996; Vol1996; Vol2005a,b].

Als Prozess- oder Fertigungskette wird dabei die Abfolge mehrerer unterschiedlicher Bearbeitungsprozesse (z. B. Urformen, Hartfeinbearbeitung) bezeichnet, wobei jeder Prozess noch in Teilprozesse untergliedert sein kann (Bild 1) [Zoc2006].

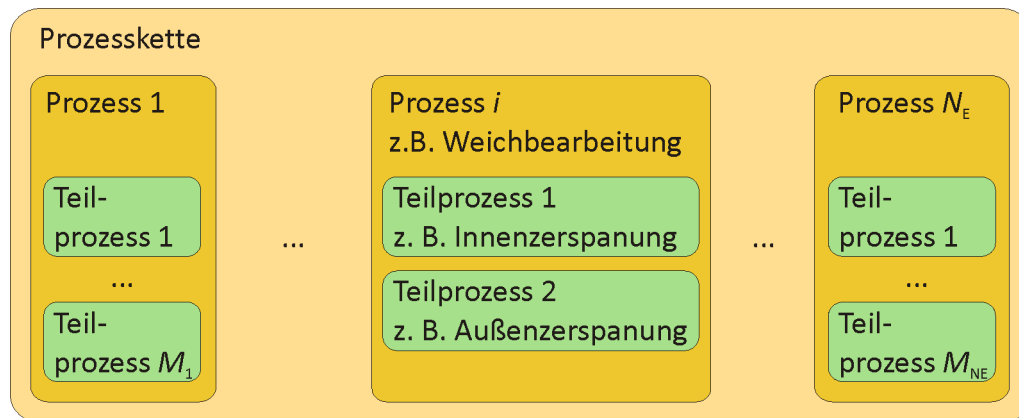


Bild 1: Definition von Prozessen innerhalb einer Prozesskette inklusive Beispielen.

Im Jahr 2001 haben die Beteiligten des Sonderforschungsbereichs 570 "Distortion Engineering" damit begonnen, diese Sichtweise zu erweitern und Verzug als Systemeigenschaft der gesamten Prozesskette zu verstehen (Distortion-Engineering-Ansatz). Daraus ergibt sich eine Erweiterung des Verzugsbegriffs auf "die Summe aller Maß- und Formänderungen eines Bauteils aufgrund prozessbedingter thermischer, mechanischer und chemischer Einwirkungen" [Tho2002].

Beim Distortion-Engineering-Ansatz wird davon ausgegangen, dass jeder Prozess in der Fertigungskette Bauteileigenschaften verändern kann, welche entweder sofort im aktuellen Prozess oder erst später in einem Folgeprozess zu messbarem Verzug führen. Die Einflussfaktoren, welche die Eigenschaften verändern, können dabei innerhalb eines Prozesses und über die Prozessgrenzen hinweg miteinander wechselwirken. Aus dieser Sichtweise heraus ergibt sich die Definition eines Verzugspotenzials, welches durch die Einflussfaktoren erzeugt wird. Das Potenzial ist durch unterschiedliche Verzugspotenzialträger (z.B. Eigenspannungsverteilung, chemische und mikrostrukturelle Zusammensetzung) im Bauteil gespeichert, bis es durch einen Bearbeitungsprozess ausgelöst wird [Hof2002; Zoc2006]. Generell lässt sich feststellen, dass das Potenzial im Wesentlichen durch inhomogene (asymmetrische) Verteilungen der Verzugspotenzialträger entsteht und dass zumindest theoretisch Bauteile mit symmetrischer Geometrie und homogenen Eigenschaften verzugsfrei herzustellen sind.

Neben dem Verzugs- kann auch ein Kompensationspotenzial definiert werden, welches beschreibt, wie stark sich ein Bauteil bei gezielt eingebrachten Inhomogenitäten verzieht. Dieses Potenzial eröffnet die Möglichkeit, im Bauteil schon vorhandenes Verzugspotenzial zu reduzieren oder auszugleichen [Hof2002; Zoc2006; Lüb2008].

Aus dem Distortion-Engineering-Ansatz ergeben sich zwei Möglichkeiten der Verzugsbeherrschung. Zum einen lässt sich der Verzug eines Bauteils schon durch eine entsprechende Auslegung der Prozesse reduzieren oder sogar verhindern (Minimierungsansatz) [Kle2006]. Zum anderen können bei Kenntnis der Existenz von nicht vermeidbaren Verzugspotenzialen entsprechende Kompensationspotenziale gezielt in dem Bauteil induziert werden, so dass am Ende der Prozesskette die Überlagerung der Verzugswirkungen aller Potenziale zu einem minimierten Verzug führt (Kompensationsansatz) [Tho2002; Lüb2008; Dij2009a; Goc2009]. Für die Umsetzung dieses Ansatzes ist die Implementierung von prozessinternen und prozessübergreifenden Qualitätsregelkreisen gut geeignet, da diese eines oder mehrere Qualitätsmerkmale (des Bauteils) als Regelgrößen verwenden und damit eine direkte Regelung der Bauteilqualität ermöglichen [Saw1996; Ame2001a; Ame2005]. Sie sind den jeweiligen Prozessgrößen-Regelungen übergeordnet und geben diesen Sollwerte vor [Ame2001a,b; Pfe2001; Dij2008; Dij2009a,b; Zha2012].

Neben der Berücksichtigung von Wechselwirkungen innerhalb eines Prozesses lassen sich mit einem prozessübergreifenden Qualitätsregelkreis insbesondere die Wechselwirkungen zwischen einzelnen Einflussgrößen unterschiedlicher Prozesse berücksichtigen, so dass die Regelung tatsächlich die gesamte Prozesskette umfasst [Dij2009a; Goc2009]. Dabei ist es in jedem Fertigungsschritt der Prozesskette erforderlich, das eingebrachte Verzugspotenzial möglichst exakt zu bestimmen, während nicht in jedem Schritt zwingend ein Kompensationspotenzial in das Bauteil induziert werden muss. Dies ist insbesondere im Bereich der Halbzeugerstellung nicht oder nur unter hohem anlagentechnischen Aufwand möglich.

Darüber hinaus lassen sich die Algorithmen der Qualitätsregelkreise so gestalten, dass sie nicht nur **ein** Qualitätsmerkmal für die Regelung berücksichtigen. Zusätzlich zur Geometrie können beispielsweise die Eigenspannungsverteilung im Bauteil oder die Oberflächenhärte weitere Qualitätsmerkmale darstellen, deren Einfluss auf das Endergebnis mittels Gewichtsfunktionen beeinflussbar ist [Ame2001a; Ame2005; Goc2009]. Neben der Regelung auf bestimmte Merkmals-Zielwerte ist es mit Qualitätsreglern auch möglich, Bedingungen zu definieren, welche vom Merkmal einzuhalten sind (z.B. eine minimale Einhärtetiefe) [Dij2009a; Zha2012].

Um den Kompensationsansatz mittels Qualitätsregelkreisen realisieren zu können, sind mehrere Bedingungen zu erfüllen. Es sind einzelne oder gegebenenfalls sogar alle Prozesse der Fertigungskette so zu modifizieren, dass sie in der Lage sind, über ein verändertes Werkzeug oder eine geänderte Steuerung gezielt Kompensationspotenziale im bearbeiteten Bauteil zu generieren. Darüber hinaus müssen die erzielten Untersuchungsergebnisse zum Verständnis der verschiedenen Zusammenhänge der Verzugsmechanismen in Prozessmodellen zusammengeführt werden, welche in die Qualitätsregelkreise implementiert werden können. Des Weiteren sind die Prozesse mit zusätzlichen Messsystemen auszurüsten, welche eine Beurteilung der zu regelnden Quali-

tätsmerkmale während des Prozesses ermöglichen, so dass die Regler eine sinnvolle Beeinflussung des Prozesses vornehmen können [Ame2005].

Um die Einflussfaktoren und Wechselwirkungen zu identifizieren und die Mechanismen der Potenzialentstehung und der -auslösung besser zu verstehen, untersuchten die Mitglieder des Sonderforschungsbereichs verschiedene Modellbauteile („dünnwandiger, zylindrischer Ring“, „zylindrische Welle“, „Scheibe“, „Zylinderrad“) in definierten Prozessketten systematisch mittels statistischer Versuchspläne. Die verwendeten Prozessketten enthalten das Ur- und Umformen, die Weichbearbeitung und die Wärmebehandlung der Modellbauteile [Cla2004]. Die bei Stahlbauteilen typischerweise am Ende der Kette liegende Hartfeinbearbeitung (z.B. Schleifen) wurde in den verwendeten Prozessketten nicht berücksichtigt, da sie für die Kompensationsansätze im Rahmen des Distortion Engineering unbedeutend ist.

Während Messsysteme für die Prozessgrößen (Temperaturen, Achspositionen, Kräfte usw.) der betrachteten Fertigungsketten kommerziell erhältlich sind, stehen für die maschineninterne Erfassung der zu regelnden Qualitätsmerkmale (Form- und Maßänderungen, Einhärtetiefen usw.) kaum einsatzbereite Messsysteme zur Verfügung. Daher wurden im Rahmen des Sonderforschungsbereichs unterschiedliche Verfahren zur Erfassung von Geometriedaten der Bauteile während des Prozesses erarbeitet, um die erforderlichen Eingangsdaten für die ebenfalls bearbeiteten Qualitätsregelkreise generieren zu können [Gaf2012].

Diese Arbeit ist Teil der Realisierung einer prozessübergreifenden Qualitätsregelung der Prozesskette „dünnwandiger, zylindrischer Ring“. Sie beschreibt die Entwicklung und Charakterisierung eines maschineninternen Messsystems inklusive Reglerschnittstelle für die Ringgeometrie im Zerspanprozess. Es dient dazu, Daten für das Verzugverständnis zu erfassen und Messwerte für die verzugskompensierende Regelung der Ring-Wanddicke zu generieren.

2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Um die Aufgabenstellung dieser Arbeit detailliert festlegen zu können, sind Rahmenbedingungen und Anforderungen der vorgesehenen Qualitätsregelkreise zur Verzugsbeherrschung in der Prozesskette „dünnwandiger, zylindrischer Ring“ zu betrachten.

Eine Analyse der Prozesskette hinsichtlich der Verzugs- und Kompensationspotenziale zeigt, dass jeder beteiligte Prozess Verzugspotenziale in den Ring einbringt [Cla2004; Cla2006; Sur2011]. Kompensationspotenziale können hingegen nur in den Prozessen „Zerspanen“ [Bee2012b; Bee2013], „Erwärmen“ [Sur2011] und „Abschrecken“ [Hun2004; Sch2004; Sch2006; Lüt2012] generiert werden.

Tabelle 1 listet einige Qualitätsmerkmale auf, welche jeder der kompensationsfähigen Prozesse generell über von ihm eingebrachte Verzugspotenziale beeinflusst und welche mittels Qualitätsregelkreisen steuerbar sind.

	Qualitätsmerkmal	Zerspanen	Erwärmen	Abschrecken
Beeinflusst vom Verzugs potenzial	Wanddicke	X		
	Rundheitsabweichung	X	X	X
	Mittlerer Radius	X	X	X
	Konizität	X		X
	Oberflächenhärte		X	X
	Einhärtetiefe		X	X
	Härtetiefenverlauf		X	X
Kompensierbar	Wanddicke	X		
	Rundheitsabweichung	X	X	X
	Konizität	X		

Tabelle 1: Übersicht von durch die Prozesskette beeinflussten und regelbaren Qualitätsmerkmalen der Ringe.

Die wärmebehandelnden Prozesse „Erwärmen“ und „Abschrecken“ sind gemäß Tabelle 1 nur in der Lage, die Form des Rings zu beeinflussen. Es treten zwar Maßabweichungen durch die stattfindenden Phasenumwandlungen auf, diese wirken aber global

auf den Ring [Sur2011]. Demnach beeinflussen beide Prozesse nur die mittlere Wanddicke, deren verzugsbedingte Änderung sich mit dem Minimierungsansatz zur Verzugsbeherrschung durch eine entsprechende Prozessauslegung beeinflussen beziehungsweise bei der Bauteilkonstruktion berücksichtigen lässt [Kle2006].

Da die wärmebehandelnden Prozesse keine nennenswerte lokale Änderung der Wanddicke der Ringe erzeugen können, sieht das Konzept des prozessübergreifenden Qualitätsregelkreises die Regelung der Wanddicke in dem Weichbearbeitungsprozess (Zerspanen) vor dem Härten vor. Beim Zerspanen beeinflussen sich die Rundheitsabweichungen der Mantelflächen und die Wanddickenvariationen gegenseitig negativ. Daher führt die Qualitätsregelung der Wanddicke im Vergleich zur konventionellen Prozesskette in der Regel zu höheren Formabweichungen der Ring-Mantelflächen nach dem Zerspanprozess [Now2006]. Diese lassen sich jedoch gemäß Tabelle 1 von den beiden Wärmebehandlungsprozessen kompensieren [Goc2009; Lüt2012; Bee2013].

Für die Regelung der Wanddicken beim Zerspanen erfordert das Konzept die Modifikation des Prozesses in drei Punkten:

- a) Austausch des fest positionierten Zerspanwerkzeugs gegen ein in Schnitttieferichtung schnell bewegliches Werkzeug.
- b) Erweiterung der Werkzeugmaschine um eine maschineninterne und linienhafte Erfassung der Wanddicke des bearbeiteten Rings im eingespannten Zustand.
- c) Implementierung eines prozessinternen Qualitätsregelkreises für die Ansteuerung der adaptiven Schnitttiefe entsprechend den erfassten Wanddickenwerten. Dieser muss in der Lage sein, die Schnitttiefe während jeder Ringumdrehung so anzupassen, dass der bearbeitete Ring durch das schnell bewegliche Werkzeug auf eine konstante Wanddicke zerspannt wird.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die in b) genannte Prozessmodifikation bearbeitet, für deren Umsetzung keine kommerziell erhältlichen Systeme zur Verfügung stehen.

Die **Aufgabenstellung** folgt aus den bisherigen Betrachtungen und umfasst die Entwicklung und Bereitstellung eines geeigneten Messsystems für die schnelle, maschineninterne Erfassung der Wanddickenvariationen jedes Rings im Zerspanzentrum.

Das entwickelte System muss an die Rahmenbedingungen des modifizierten Zerspanprozesses (a) und des lokalen Qualitätsregelkreises (c) angepasst sein. Hierzu ist es so in den Fertigungsprozess einzubinden, dass dieser in seinem Ablauf nur möglichst geringfügig zu verändern ist. Damit wird auch eine spätere Verwendung für andere wissenschaftliche Fragestellungen oder in einer industriellen Fertigungsumgebung gewährleistet.

Am Ende der Prozesskette gehärteter Bauteile ist in der Regel eine kostenintensive Hartfeinbearbeitung (z. B. ein Schleifprozess) erforderlich. Durch sie entsteht die vorgesehene Oberflächenbeschaffenheit der Funktionsflächen, indem die von der Wär-

mebehandlung geschädigte Schicht der Randzone entfernt wird [Kar2008; Kar2013]. Um die Kosten dieses Prozesses gering zu halten, muss das abzutragende Aufmaß möglichst nahe am erforderlichen Minimum liegen und die abzutragenden Bereiche sollten gleichmäßig über die Bauteiloberfläche verteilt sein. Daher hat der prozessübergreifende Ring-Qualitätsregelkreis die Bereitstellung einer konstanten Waddicke (mit Variationen kleiner als 20 μm) und eines Dickenaufmaßes von ca. 20-30 μm nach dem Abschrecken zum Ziel, so dass am Ende der Fertigung ein in Umfangsrichtung fast homogener Schleifprozess erfolgen kann.

Gemäß der goldenen Regel der Messtechnik [Ber1968] folgt daraus ein Bereich von 1-2 μm für die Unsicherheit der gemessenen Waddickenvariation. Dabei ist zu beachten, dass die Fertigungsmaschine nicht temperiert aufgestellt ist und die Messdaten daher thermischen Ausdehnungseffekten des Bauteils unterliegen. Die Auflösung der Messdaten sollte im Bereich der Unsicherheit oder darunter liegen. Da die Ringe für die Verzugsuntersuchungen in der Weichbearbeitung mit unterschiedlichen Systemen gespannt werden, ist ein Messbereich der Dickenvariationen von 0 μm bis mindestens 600 μm (besser 1000 μm) zu realisieren.

Um die Nebenzeiten der Ringfertigung nicht zu sehr zu erhöhen, muss die Messung möglichst schnell (innerhalb weniger Sekunden) und ohne Absenken der Rotationsgeschwindigkeit des Rings von ca. 280 m/min erfolgen. Daraus ergibt sich eine Mess-Wiederholfrequenz von $f_w \geq 100$ Hz. Es ist nicht erforderlich, dass eine komplette Ringumfangsmessung während einer Ringrotation erfolgt. Es kann auch über mehrere Rotationen gemessen werden, um eine für eine Auswertung sinnvolle Messpunktdichte zu erreichen. Die Datenübertragung an den Regelkreis des Werkzeugs sollte entweder parametrisch (z.B. Polynomkoeffizienten einer Waddickenfunktion in Umfangsrichtung) oder aber als Datensatz mit einer Punktdichte von mindestens 1 Punkt pro Grad erfolgen.

Tabelle 2 fasst die im Rahmen der Aufgabenstellung zur erfüllenden, quantifizierbaren Anforderungen an das Messsystem im Zerspanzentrum zusammen.

Anforderung	Wert	Einheit
Messbereich	≥ 600 (1000)	μm
Unsicherheit der Variationen	1-2	μm
Auflösung	≤ 1	μm
Mess-Wiederholrate	100	Hz
Punktdichte der an den Regler übergebenen Daten	≥ 1	Punkte/Grad
Rotationsgeschwindigkeit der Messoberfläche	≥ 300	m/min

Tabelle 2: Anforderungen an das zu entwickelnde Messsystem

Der Aufgabenstellung entsprechend liegt das **Hauptziel** dieser Arbeit in der Bereitstellung des geforderten Messsystems. Um dieses Ziel zu erreichen, lassen sich die folgenden **Teilziele** definieren:

- Identifikation eines für die schnelle Messung der Waddickenvariationen geeigneten Messprinzips unter Berücksichtigung der Rahmenbedingungen des Zerspanprozesses;
- Entwicklung eines entsprechenden Messsystems inklusive der erforderlichen Auswertalgorithmen unter Berücksichtigung der Anforderungen für die Einbindung in die Qualitätsregelkreise;
- Nachweis der Anwendbarkeit des entwickelten Systems anhand der Charakterisierung seiner Eigenschaften und der Bewertung seines Verhaltens in Anwendungstests.

3 Kennntnisstand

3.1 Verzugsmechanismen im Drehprozess

Bei der Drehbearbeitung von Werkstücken treten generell zwei Verzugsmechanismen auf, die unterschiedliche Ursachen haben und sich überlagern [Bri2007].

Beim ersten Mechanismus handelt es sich um einen inhomogenen Materialabtrag, der durch elastische Verformungen des Bauteils entsteht. Diese Verformungen entstehen während des Spannens und der Bearbeitung durch im Prozess auftretende Kräfte. Sie sind besonders ausgeprägt, wenn es sich um dünnwandige Bauteile handelt.

Die beim Spannen auftretenden Verformungen resultieren hauptsächlich aus dem Zusammenspiel der Spannkkräfte, der Auskraglänge des Bauteils aus den Spannbacken, der Art des Spannfutters und der Bauteilsteifheit [Rah1989; Walter1995, Now2006]. Mit steigender Rotationsgeschwindigkeit kommen auch noch Einflüsse der auf das Bauteil und die Spannbacken wirkenden Zentrifugalkraft hinzu. Die Verformungen sind in der Regel elastisch und bilden sich mit dem Ausspannen des Rings zurück [Mal2004].

Die Bauteilform ändert sich insbesondere bei Spannsystemen mit nur wenigen Anlagepunkten (siehe Abschnitt 4.2.1) entsprechend der Anzahl der Punkte. Beispielsweise wird ein Ring bei Innenspannung mit einem Dreibackenfutter an den drei Positionen der Spannbacken nach außen verformt. Die Regionen zwischen den Spannbacken gleichen diesen Effekt durch ein "Begradigen" der Verbindungslinie der Punkte auf den Spannbacken aus, so dass sich die äußere Ringmantelfläche in der Mitte zwischen zwei Spannbacken nach innen bewegt [Mal2004; Söl2004; Gro2009]. Bei der Außenspannung treten vergleichbare Effekte auf, welche die Innenseite verformen.

Bild 2 zeigt diesen Effekt an einem innen, auf einem Greiferbackenfutter mit drei Backen gespannten Ring. Die Backen spannen den Ring dabei auf den in Achsrichtung oberen 7 mm (siehe Skizze in Bild 2). Es sind die Verläufe von 5 gemessenen Profilen auf der Außenseite dargestellt, die von oben nach unten in ihrem Abstand vom Spannmittel zunehmen. Je näher das Profil am Spannfutter gemessen wurde, desto deutlicher verformen die Spannkkräfte des Futters den Ring.

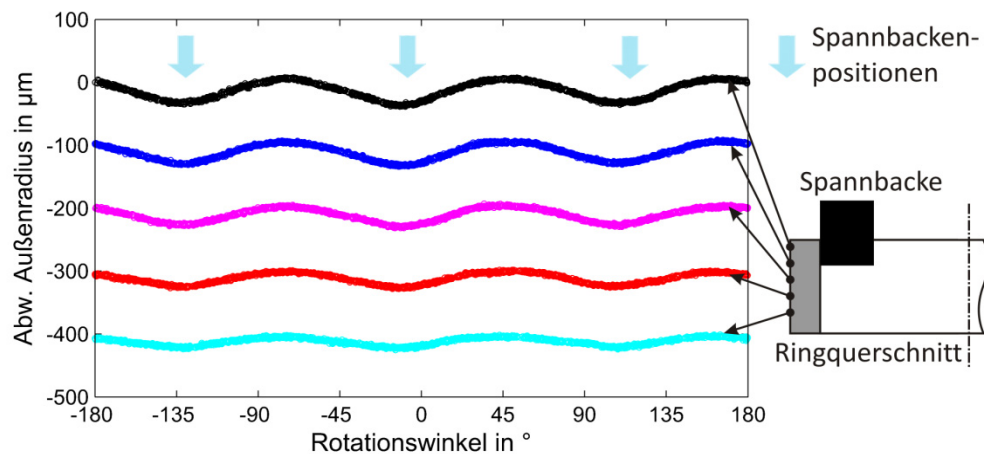


Bild 2: An 5 Achspositionen gemessene Abweichungen vom Außenradius des approximierten Zylinders eines innen gespannten Rings. Addierter Offset zwischen den Linien: -100 µm.

In den meisten Fällen kann nicht davon ausgegangen werden, dass die Spannkkräfte an allen Backen des Futters gleichartig wirken. Verschmutzungen des Futters und der Auflagefläche am Ring führen zu über die Backen variierenden Bedingungen. Insbesondere unterschiedliche Reibungskräfte innerhalb des Backenfutters und zwischen Spannbacke und Bauteil scheinen für einen deutlich unterschiedlichen Krafteintrag zwischen einzelnen Backen verantwortlich zu sein [Wal1995; Gro2009]. Daher kann beispielsweise mit einem Dreibackenfutter bei passenden Reibungskräften eine hauptsächlich ovale Verformung erzeugt werden.

Zu den Spannkkräften addieren sich noch die Zerspankräfte, die ebenfalls zu einer Verformung führen. Diese "wandert" jedoch mit dem Werkzeug um das Bauteil, so dass zu jedem Bearbeitungszeitpunkt lokal unterschiedliche Verformungen resultieren. An den Stellen, an denen die Spannbacken das Bauteil von innen stützen, führt die Passivkraft des Zerspanprozesses nur zu einer sehr geringen Verformung. In den Lücken zwischen den Spannbacken kommt es jedoch zur Abdrängung des Werkstücks, wodurch die vorgesehene Schnitttiefe nicht mehr erreicht wird und weitere Inhomogenitäten in der Form des Rings entstehen [Bee2009b].

Der zweite auftretende Verzugsmechanismus ergibt sich durch die Veränderung des Eigenspannungszustands. Einerseits entfernt die Materialabnahme bestehende Eigenspannungsverteilungen und andererseits bringt das Werkzeug neue Eigenspannungen in die beim Zerspanen neu entstehende Materialoberfläche ein. Diese Eigenspannungsverläufe werden stark durch den Vorschub der Drehbearbeitung beeinflusst und zeigen in ihren örtlichen Verteilungen Parallelen zur Ringdeformation durch das verwendete Backenfutter [Söl2004; Now2006]. Ihr Betrag ergibt sich aus den eingebrachten Bearbeitungslasten des Prozesses [Bee2009a].

Dieser Mechanismus hat bei den zerspannten Ringen im Vergleich zu den Verformungen durch die Spannkkräfte nur einen kleinen Einfluss [Gro2009] und wirkt den durch die

Deformation erzeugten Formabweichungen sogar entgegen. Bei der Wärmebehandlung der Ringe nach der Weichbearbeitung vergrößern sich die Formabweichungen jedoch wieder, da die eingebrachten Eigenspannungen ausgelöst werden [Vol2005a; Cla2006; Bri2007; Sur2008; Bee2009a].

Demzufolge stellt die Weichbearbeitung der Ringe einen wesentlichen Einflussfaktor für das Verzugspotenzial dar, so dass eine Kompensation innerhalb dieses Prozesses (gemäß dem Kompensationsansatz aus Abschnitt 1) sinnvoll erscheint. Die Kompensation muss auf der Grundlage von maschineninternen Messungen erfolgen, da die vorherigen Prozesse nicht bekannte Verzugspotenziale in den Ring eingebracht haben können. Darüber hinaus lassen sich die Ringverformungen durch das Spannsystem nicht exakt durch Modelle vorhersagen, weil Schmutz und Verschleiß zu variierenden Spannbedingungen führen.

3.2 Prinzipien und Verfahren zur Geometriemessung

Das Messen der Geometrie eines gefertigten Bauteils bedeutet die Erfassung von Bauteilmaßen (z.B. Durchmessern) oder Oberflächenkoordinaten mit einer definierten räumlichen Verteilung der Messpositionen. Dabei ist es erforderlich, dass sich die Koordinaten und Maße auf ein gemeinsames Koordinatensystem bzw. einen festgelegten Bezugspunkt beziehen [Kef2008; Pfe2010].

Die gemessenen Daten repräsentieren die Istgeometrie des Bauteils, die für verschiedene Zwecke von Interesse ist. Zum einen erlaubt ihr Vergleich mit der Sollgeometrie, die Bauteilqualität zu beurteilen und Entscheidungen über die weitere Verwertbarkeit des Bauteils zu treffen [Pfe2010]. Die zu diesem Zwecke eingesetzten Auswertalgorithmen ermitteln aus den gemessenen Geometriedaten beispielsweise die Maßhaltigkeit sowie die Form- und ggf. die Lageabweichungen (siehe Abschnitt 3.3.2).

Zum anderen lassen sich die Daten hinsichtlich des Fertigungsprozesses auswerten, so dass Erkenntnisse über sein zeitliches Verhalten gewonnen und Optimierungsmöglichkeiten (z.B. Veränderung von Werkzeugeinsatzzeiten) identifiziert werden können [Pfe2001].

Eine Geometriemessung kann auch im Sinne einer **Oberflächenprüfung** zur Bestimmung von z.B. der Rauheit verstanden werden. Diese wird im Folgenden mit dem Begriff der Geometriemessung nicht angesprochen, da die Aufgabenstellung dieser Arbeit eine automatisierte **Formprüfung** des Bauteils erfordert.

3.2.1 Einteilung der Messverfahren

Für Geometriemessungen kommen in der Fertigungsmesstechnik diverse Messverfahren zum Einsatz. Sie lassen sich in berührungslose und antastende Verfahren aufteilen.

3.2.1.1 Berührungslose Messverfahren

Diese Messverfahren sind dadurch charakterisiert, dass während des Messvorgangs keine Berührung der Oberfläche durch ein Element des Messsystems erfolgt. Sie lassen sich weiter in optische, akustische, elektrische oder pneumatische Messprinzipien unterteilen.

3.2.1.1.1 Optische Prinzipien

Bei den optischen Prinzipien kann die Bauteiloberfläche sowohl punktuell (z.B. chromatisch konfokale Abstandsmessung), linienhaft (z. B. Laser-Lichtschnitt) oder flächenhaft (z.B. Photogrammetrie, Streifenprojektion, Streifenreflexion) erfasst werden. Allen optischen Verfahren ist gemein, dass ihr Messeffekt auf der Beeinflussung der Wellenfront einer auf das Bauteil treffenden Lichtwelle durch die Bauteiloberfläche beruht. Dabei können sowohl die Phasenlagen- als auch die Intensitätsverteilung der Wellenfront modifiziert werden. Um diese Beeinflussung detektieren zu können, sind ein dem jeweiligen Messprinzip entsprechender Detektor (beispielsweise CCD-Kamera) sowie eine optisch kooperative Oberfläche des Bauteils erforderlich [Kef2008; Pfe2010]. Beispielsweise muss die Oberfläche für die Anwendung der Streifenreflexion eine ausreichende Reflektivität aufweisen, während für die Photogrammetrie eine diffus streuende Oberfläche optimal ist [Kef2008]. Für einige der Prinzipien, die nur auf der Verarbeitung von erfassten Bildern beruhen (z.B. Photogrammetrie), ist eine aktive Ausleuchtung des Bauteils nicht generell erforderlich. Die restlichen Prinzipien beruhen hingegen darauf, die zu erfassende Geometrie zu beleuchten, wobei das verwendete Licht definierte Eigenschaften aufweist (z.B. Wellenlänge, Intensitätsverteilung, Polarisierung, Kohärenz) [Pfe2010]. Mit den optischen Prinzipien lassen sich Mess-Wiederholfrequenzen von bis zu mehreren kHz erreichen. Die laterale Auflösung flächenhafter Verfahren wird vom verwendeten Abbildungsmaßstab definiert und ist durch die wellenlängenabhängige Beugung des Lichts an den Aperturen der abbildenden Optiken begrenzt. Bei der Auflösung in Beobachtungsrichtung lassen sich Werte zwischen mehreren Deka-Nanometern und Mikrometern erreichen. Auch die mit den Systemen erzielten Unsicherheiten liegen in dieser Größenordnung [Kef2008].

Generell gilt, dass Partikel wie Späne oder Tropfen im Lichtweg zu Störungen der Messungen führen, die von leichten Abweichungen der Messwerte bis hin zur Verhinderung der Messung reichen. Je nach Messprinzip können auch Brechungsindexänderungen durch Temperatur- oder Luftfeuchtigkeitsgradienten im Lichtweg sowie auf der zu messenden Oberfläche befindliche Flüssigkeitsfilme zu Verfälschungen des Messergebnisses führen [Pfe2010]. Bei einigen Sensoren (z.B. faseroptische Abstandsmessung) nehmen die Messabweichungen vom korrekten Wert schon bei kleinen Abweichungen der Beobachtungsrichtung von der Oberflächennormalen signifikant zu. Andere Prinzipien (z.B. Laser-Triangulation, chromatisch konfokale Abstandsmessung) generieren erst ab großen Neigungswinkeln von ca. 45° Messergebnisse mit deutlichen

Abweichungen [Pfe2010]. Eine Einschränkung der Anwendbarkeit kann sich auch aus den erforderlichen Messabständen ergeben. Speziell für die Triangulations-Prinzipien ist bei kommerziell erhältlichen Sensoren meist ein Mindest-Messabstand in der Größenordnung der Hälfte des Messbereichs einzuhalten [Kef2008].

Eine spezielle Untergruppe der optischen Prinzipien ist die **Durchstrahlungs-Tomografie** mit Röntgen- oder Terahertz-Strahlung. Bei diesem Prinzip können nicht nur die Geometrie der Oberfläche, sondern auch Informationen über die Dicke des Bauteils erfasst werden. Allerdings ist die Eindringtiefe in metallische Bauteile abhängig von der Strahlungswellenlänge und –intensität, so dass die Verfahren für diese Bauteile auf bestimmte Dicken begrenzt sind. Gerade die Terahertz-Wellen erreichen nur geringe Eindringtiefen, so dass sie für eine Dickenmessung metallischer Komponenten ungeeignet sind. Die Größenordnung der maximalen Bauteildicke liegt für die Röntgentomografie bei ca. 70 mm [DeC2014].

Für eine tomografische Messung wird das Bauteil von einem Strahl mit definiertem Öffnungswinkel durchleuchtet. Die Strahlquelle sollte dazu möglichst punktförmig sein, um den Strahlverlauf durch das Bauteil optimal rekonstruieren zu können. Der transmittierte Strahl trifft nach Durchtritt durch das Bauteil auf einen Detektor, welcher die flächenhafte Intensitätsverteilung erfasst. Bild 3 stellt die elementaren Komponenten des Röntgen-Tomografieprinzips dar.

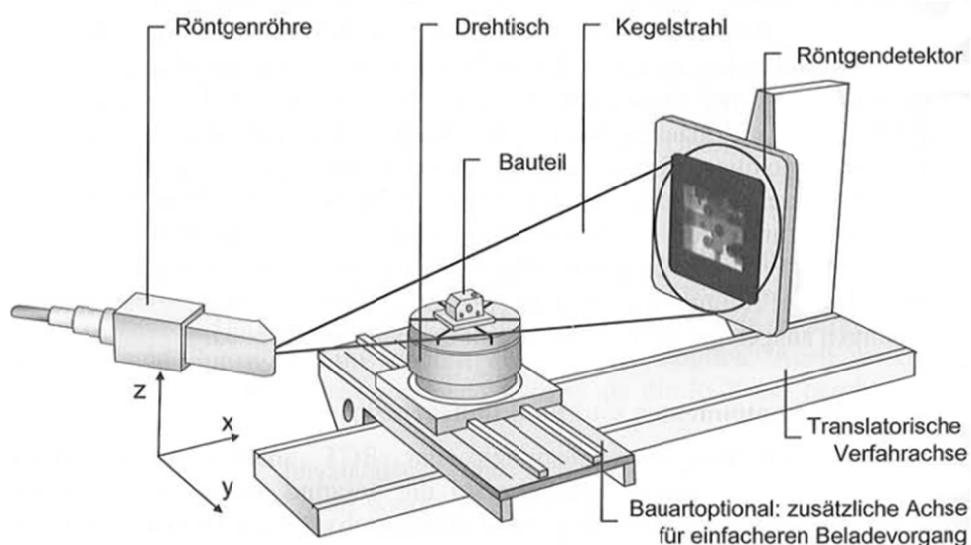


Bild 3: Prinzipielle Anordnung der Komponenten bei der Röntgentomografie [Pfe2010].

Die gemessene, ortsabhängige Intensität ist gemäß dem Lambert-Beerschen Gesetz abhängig vom Absorptions- und Streuverhalten der Materialzusammensetzung des jeweils durchstrahlten Bauteilabschnitts. Indem das Bauteil aus unterschiedlichen Richtungen durchstrahlt wird, können Volumeninformationen des Bauteils generiert werden. Anhand der gemessenen Intensitätsverteilungen lässt sich über die inverse Radon-Transformation auf die innere Bauteilstruktur und über Segmentierungs- und Kan-

tendetektionsalgorithmen auf die äußere Geometrie des Bauteils schließen [Pfe2010; Kru2011].

Die Unsicherheiten der Computer-Tomografie mit Röntgenstrahlen sind abhängig von diversen Einflussfaktoren, wie z.B. Bauteilgeometrie, Material, verwendeter Anregungsenergie der Röntgenquelle, Abbildungsmaßstab und Voxelgröße. In einem Ringvergleich an zwei unterschiedlichen Bauteilen konnten erweiterte Unsicherheiten von 6 – 15 μm ermittelt werden. Die oben genannten Störquellen wie Verschmutzungen oder Flüssigkeitsfilme sind für die tomografische Messung nur von untergeordneter Bedeutung, da sie ebenfalls durchstrahlt und bei der Kantendetektion von der Messung ausgeschlossen werden können [DeC2014]. Auf durch Schwingungen hervorgerufene Unterschiede in den gemessenen Intensitätsverteilungen reagieren die Auswertalgorithmen sehr empfindlich, so dass das Messsystem möglichst schwingungsarm aufzustellen ist.

3.2.1.1.2 Elektrische Prinzipien

Die elektrischen, berührungslosen Prinzipien werden in der Regel für punktuelle Messungen eingesetzt. Sie erfassen eine elektrische Größe (z.B. Kapazität), deren Wert sich definiert mit dem Abstand des Sensors zur Bauteiloberfläche verändert [Pfe2010]. Aufgrund der Entwicklung der elektronischen Bauteile in den beiden letzten Jahrzehnten sind kommerzielle, kapazitive oder induktive Sensoren in der Lage, Auflösungen im Nanometerbereich zu realisieren. Sie ermöglichen Wiederholfrequenzen für die Messung der Abstandsinformation im hohen kHz-Bereich, so dass mit ihnen hochdynamische Vorgänge erfasst werden können. Die Sensoren sind für eher geringe Messabstände im niedrigen Millimeterbereich einsetzbar. Mit steigendem Messabstand nehmen insbesondere bei kapazitiven Sensoren auch die Sensor- und die Messfläche deutlich zu, so dass nur grobe laterale Auflösungen erreichbar sind [MEG2015].

Die Messwerte elektrischer Prinzipien weichen ebenso wie die der optischen Prinzipien vom Ist-Zustand ab, wenn

- in der Messlänge Partikel oder Wassertropfen vorhanden sind;
- eine unbekannte Verkipfung der Messfläche gegenüber der Beobachtungsrichtung auftritt;
- elektromagnetische Felder die zu messende physikalische Größe verändern und nur bedingt durch kompensierende Verfahren wie z.B. Signalfilterungsmodule ausgeglichen werden können.

Auch Schwingungen zwischen Sensor und Bauteil können aufgrund der hohen Dynamik und Auflösung als dynamische Abweichungen im Messsignal auftreten und müssen durch entsprechende Auswertalgorithmen oder Filter minimiert werden.

3.2.1.1.3 Akustische Messprinzipien

Alle schallbasierten Messprinzipien für makroskopische Bauteilgeometrien basieren auf der Erfassung einer der beiden Größen:

- Laufzeit t eines Schallsignals durch ein Bauteil hindurch bzw. zu einer Bauteiloberfläche hin [Kra1990; Mat1998; Ben2002];
- Frequenz f_s einer stehenden Schallwelle in einem Bauteil oder der Lücke zwischen Bauteil und Ultraschallsensor [Kra1990; Kok1995].

Die erfasste Größe lässt sich anschließend über die Schallgeschwindigkeit c_s des Bauteilmaterials bzw. des umgebenden Mediums in die gewünschte Geometrieinformation umrechnen. Für die Anwendung in der Fertigungsmesstechnik kommt in der Regel der für Menschen nicht hörbare Ultraschall-Frequenzbereich über 20 kHz zum Einsatz, da er die für eine Geometriebestimmung erforderliche Auflösung der Messungen im Mikrometerbereich ermöglicht [Mat1998].

Gegenüber den Störgrößen der anderen Prinzipien sind die akustischen Verfahren relativ unempfindlich. Auch eine Beschädigung des Sensors durch nicht-ätzende Flüssigkeiten oder Verschmutzungen ist aufgrund seiner Bauform ausgeschlossen. Zwischen Sensor und Bauteil befindliche Flüssigkeitsfilme führen zu einem konstanten Signaloffset, der in der Regel nach einer Kalibrierung korrigiert werden kann. Partikel stören nur, wenn der Sensor direkt auf dem zu messenden Bauteil platziert wird und die Partikel den Kontakt beeinflussen. Aufgrund der hohen Schallgeschwindigkeiten in Bauteilen aus Metall oder Kunststoff lassen sich geringe Messzeiten und hohe Mess-Wiederholfrequenzen von $f_w > 10$ kHz erreichen [Kra1990; Mat1998]. Somit beeinflussen Schwingungen des Bauteils das Signal nur geringfügig (quasi-stationäre Messung). Die erfassten Messdatensätze können in der Regel mathematisch hinsichtlich des Schwingungseinflusses korrigiert werden. Der Einsatz an warmen oder heißen Bauteilen ist aufgrund der inneren Struktur der Ultraschallsensoren jedoch nur sehr eingeschränkt bis gar nicht möglich [Fow1996].

3.2.1.1.4 Pneumatische Messprinzipien

Beim pneumatischen Messprinzip strömt Druckluft durch einen Strömungskanal im Sensor. Die engste Stelle dieses Strömungskanals wird durch die Bauteilgeometrie bestimmt und definiert den Luft-Volumenstrom q_f durch den Sensor. Beim einfachen, punktuellen Abstandssensor stellt die Bauteiloberfläche eine Prallplatte für die aus dem Sensor strömende Druckluft dar, so dass der Volumenstrom direkt durch den Abstand a zwischen Sensor und Bauteil festgelegt wird (Bild 4) [DIN2271:2015].

In diesem Fall ist der Volumenstrom im Messbereich des Sensors direkt proportional zum Abstand. Durch die Messung des Volumenstroms mit einem Durchflusssensor in der Versorgungsleitung des Abstandssensors kann somit auf die lokale Bauteilgeometrie geschlossen werden. Alternativ kann durch den Einsatz einer Blende im Sensor eine

Messung des Staudrucks P_s gegenüber dem atmosphärischen Druck P_0 verwendet werden, um auf den Abstand a zu schließen (Bild 4). Dabei gilt, dass der Staudruck mit steigendem Abstand abnimmt [Kef2008].

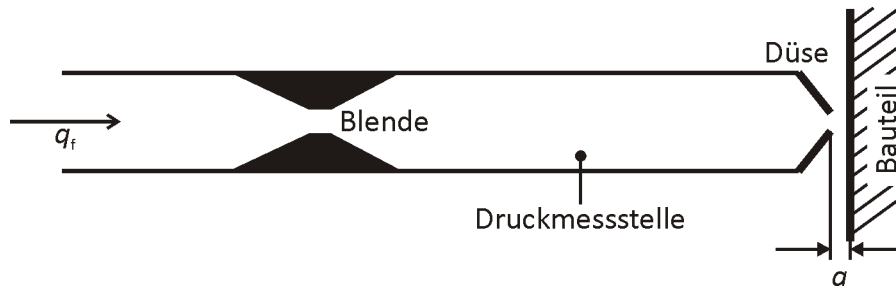


Bild 4: Schemazeichnung eines pneumatischen Abstandssensors.

Aufgrund des Messprinzips lassen sich auch Düsendorne für die Bestimmung von Bohrungsdurchmessern oder Düsenrachen und -ringe für die Erfassung von Außendurchmessern herstellen, bei denen die Druckluft durch mehrere Austrittsöffnungen aus dem Sensorkörper strömt [DIN2271:2015]. Dabei liegt der engste Strömungsquerschnitt entweder direkt zwischen Bauteiloberfläche und Sensor oder zwischen dem Sensor und an ihm montierten Kontaktkörpern, deren Lage durch die Bauteiloberfläche beeinflusst wird (Bild 5).

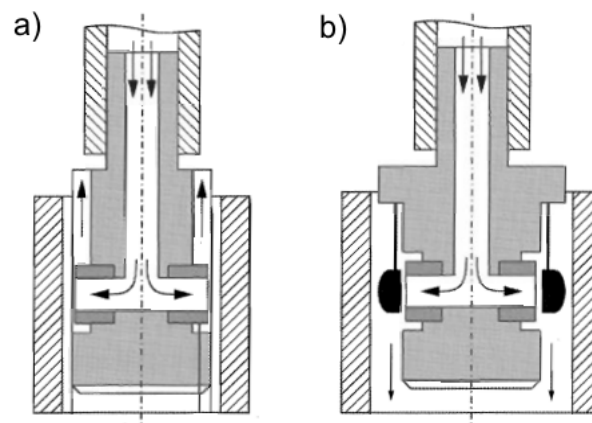


Bild 5: Schematische Darstellung von pneumatischen Düsendornen; a) direkte Messung; b) Messung über Kontaktelemente zwischen Dorn und Bauteil [Kef2008].

Aufgrund des Messprinzips, welches auf einer Verengung des Strömungsquerschnitts basiert, sind nur geringe Messbereiche der pneumatischen Sensoren realisierbar. Sie sind daher nur für Messungen innerhalb enger Toleranzbänder zu verwenden, wobei sie Unsicherheiten von weniger als $1\ \mu\text{m}$ erreichen. Sie weisen nur eine sehr geringe Anfälligkeit gegenüber Verschmutzungen der Bauteiloberfläche auf, da diese in der Regel durch den verwendeten Luftstrom entfernt werden. Pneumatische Sensoren erfordern eine Einstellzeit (in der Regel zwischen 0,5 und 3 s), in welcher der für eine korrekte Messung erforderliche, stationäre Strömungszustand zwischen Sensor und Bauteil ausgebildet wird. Daher sind dynamische Messungen mit ihnen nicht möglich und sie stellen hohe Anforderungen an die Qualität des Druckluftnetzes (trockene,

saubere und ölfreie Luft). Hinzu kommt die Tatsache, dass sehr raue Oberflächen einen zusätzlichen, nichtlinearen Einfluss auf den Volumenstrom bzw. den erzielten Staudruck ausüben, welcher zu nicht quantifizierbaren Messabweichungen führt [Kef2008].

3.2.1.2 Taktile Messverfahren

Für die taktilen Messverfahren gilt, dass sie auf einer Antastung der Oberfläche mit einem verschleißarmen Tastelement (z.B. Rubinkugel) basieren. Die durch die Antastung hervorgerufene Kraft auf das Tastelement führt zu einer Lageänderung des Elements bezüglich seiner Aufnahme [Pfe2010]. Diese Lageänderung kann über unterschiedliche Verfahren (optisch, elektronisch, pneumatisch) detektiert werden. Beispielsweise ist die elastische Biegung der Aufnahme des Tastelements durch applizierte Dehnungsmessstreifen mit hoher Auflösung messbar. In vielen Fällen handelt es sich bei taktilen Messwertaufnehmern um punktuell messende Systeme, die eine axiale Bewegung des Taststifts erfassen [MEG2015]. Bild 6 zeigt exemplarisch eine schematische Darstellung eines Tasters mit Tauchankeraufnehmer. Hier wird die axiale Bewegung des Tastelements direkt auf einen Tauchanker übertragen, der sich innerhalb einer Spulenordnung bewegt. Verschiebt sich der Anker in den Spulen, ändert sich deren Induktivität proportional zur Anker- und damit zur Tastelementbewegung. Das Auswerten der Induktivitäten erfolgt über einen Differentialtransformator, der den Einfluss externer Felder auf beiden Spulen eliminiert [Pfe2010].

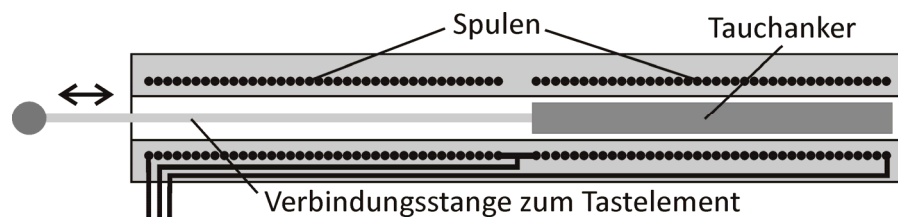


Bild 6: Schematische Darstellung der Wegerfassung durch einen taktilen Sensor mit induktiver Verschiebungsmessung.

Punktuell messende, taktile Sensoren weisen Messbereiche von bis zu deutlich über 100 mm auf und erreichen dabei Unsicherheiten in der Größenordnung von Mikrometern. Ihre Mess-Wiederholfrequenzen liegen deutlich niedriger als die der optischen und elektronischen Systeme [MEG2015].

Sie finden Anwendung in Messmitteln wie Messuhren oder Bügelmessschrauben aber auch in Mehrstellen-Messsystemen für die automatisierte Bauteilprüfung. Diese bestehen aus einer festen Anordnung mehrerer taktiler Sensoren. Zur Geometrieprüfung werden die Bauteile in dem Messsystem platziert oder das Messsystem an das Bauteil heranbewegt. Die Sensoren sind so angeordnet, dass sie beim Messen eines abweichungsfreien Bauteils definierte Sollwerte detektieren. Weicht das Bauteil in seiner Form vom Ideal ab, erfassen die Sensoren die Abweichungen an den einzelnen Messstellen, so dass eine schnelle Beurteilung der geometrischen Qualitätsmerkmale des Bauteils möglich ist [Kef2008].

Taktile Sensoren sind aufgrund der Antastung der Oberfläche unempfindlich gegenüber Partikeln, die sich in der Umgebungsluft befinden. Allerdings führen Anhaftungen an der Bauteiloberfläche (Staub, Späne) ebenso zu Messabweichungen wie bei den optischen und elektrischen Prinzipien. Auch anhaftende Flüssigkeitsfilme können die Messergebnisse aufgrund von Adhäsionskräften beeinflussen [Pfe2010]. Darüber hinaus sind auch diese Sensoren empfindlich gegenüber Schwingungen, die sich je nach Schwingfrequenz vollständig oder nur teilweise im Signal erkennen lassen.

Die Schiefstellung der Messfläche gegenüber der Messrichtung führt je nach Geometrie des Tastelements (meistens eine Kugel) zu einer systematischen Messabweichung, die proportional abhängig von der Tastelementgröße ist.

Eine sehr große Anwendungsgruppe in der Geometriemessung bilden die taktil arbeitenden Koordinatenmessgeräte, die absolute Messpunkte auf der Bauteiloberfläche bezogen auf ein vorab definiertes Koordinatensystem ermitteln [Kef2008; Pfe2010]. Aus diesen Oberflächen-Punktwolken lassen sich über mehrere Zwischenschritte die gewünschten Geometrieinformationen ableiten (siehe Abschnitt 3.3.2).

Die Koordinatenmessgeräte stellen universelle, taktile Messgeräte dar, da sie im Gegensatz zu den speziell angepassten Mehrstellen-Messsystemen in der Lage sind, Messungen für ein breites Anwendungsspektrum durchführen zu können. Hierzu muss sichergestellt sein, dass das Tastelement eine Antastung in allen Raumrichtungen erfassen kann. Dies wird durch aufwändige Halterungen im Tastkopf des Tastelements erreicht, in denen die auf das Tastelement wirkenden Kräfte in drei kartesisch zueinander ausgerichtete Richtungen zerlegt und von Sensoren erfasst werden [Pfe2010].

Darüber hinaus muss das Tastelement an die gewünschten Messpositionen bewegt werden. Hierzu ist sein Tastkopf in der Regel steif mit einem kinematischen System verbunden, das (je nach Anwendungsspektrum) eine Bewegung des Tasters in zwei oder drei Dimensionen ermöglicht. Für dieses System kommen unterschiedliche Bauweisen zur Anwendung (Portal-, Ständer-, Ausleger- und Brückenbauart). Um an jeder Messposition die absoluten Koordinaten des Tastelements bestimmen zu können, ist eine präzise Messung der Achspositionen des kinematischen Systems unter Berücksichtigung der Lageänderungsinformationen des Tastelements erforderlich [Pfe2010].

Die Antastung eines Oberflächenpunkts erfolgt durch das Tastelement, wobei der genaue Kontaktpunkt zwischen Tastelement und Oberfläche zunächst unbekannt ist. Je nach Tastelement und Oberfläche kann aus dieser Tatsache eine Unsicherheit der Oberflächenposition von mehreren Mikrometern in Antastrichtung entstehen. Um diesen Effekt zu minimieren, verwenden die Koordinatenmessgeräte entsprechende Tastkugel-Korrekturalgorithmen, so dass aktuelle, taktile Geräte im Idealfall Messunsicherheiten unter 1 μm erreichen [Kef2008].

Um die Stabilität dieser niedrigen Unsicherheitswerte sicherstellen zu können, werden Koordinatenmessgeräte in der Regel in klimatisierten Messräumen betrieben, in denen

externe Einflüsse auf die Genauigkeit des Geräts (z.B. Temperaturgradienten oder Schwingungen) minimiert sind [Kef2008; Pfe2010].

3.2.1.3 Fazit

Aus der Aufgabenstellung folgt, dass für die maschineninterne Waddickenmessung nur die optisch durchstrahlenden und die akustischen Prinzipien als generell geeignet eingestuft werden können. Nur sie sind in der Lage die Waddicke eines Bauteils mit einem Sensor zu erfassen. Alle anderen Prinzipien erfordern den Einsatz von mindestens 2 Sensoren, die einander gegenüberliegend angeordnet sein müssen. Diese Möglichkeit ist bei der geplanten Anwendung an einem durch ein Spannfutter fixierten Ring nicht gegeben.

Der Einsatz der Röntgen-Tomografie innerhalb des Arbeitsraums einer Fertigungsmaschine ist technisch sehr aufwändig, da entsprechende Strahlenschutzeinrichtungen installiert werden müssen, um eine Gefährdung des Bedienpersonals durch die Röntgenstrahlung auszuschließen. Hinzu kommt die Tatsache, dass Röntgenquelle und Detektor technisch nicht für raue Umgebungen wie den Arbeitsraum einer Fertigungsmaschine konzipiert sind. Das gleiche gilt für taktile Koordinatenmessgeräte.

Sie können zwar nicht maschinenintern verwendet werden, stellen aufgrund ihrer Universalität und den sehr niedrigen Messunsicherheiten aber eine Quelle für Referenzdaten zur Verifikation des in dieser Arbeit entwickelten Messsystems dar.

Daher kommen für die Umsetzung der Messaufgabe nur automatisierte, akustische Verfahren mit ihren gegenüber Kühlschmierstoffen und Verschmutzungen relativ robusten Sensoren in Frage [Stö2007, Stö2009]. Sie werden in den folgenden Abschnitten noch detaillierter diskutiert.

3.2.2 Automatisierte Ultraschallverfahren

3.2.2.1 Theoretische Grundlagen Ultraschall

Als Schall wird im Allgemeinen die Ausbreitung einer elasto-mechanischen Welle in einem Medium bezeichnet, wobei verschiedene Wellenarten unterschieden werden. Bei der Longitudinalwelle schwingen die Teilchen des Mediums um ihre Nulllage in Ausbreitungsrichtung der Welle, während sie sich bei der Transversal- oder Scherwelle senkrecht zur Ausbreitungsrichtung bewegen (Bild 7).

Darüber hinaus treten noch Oberflächenwellen und je nach den Dimensionen des Mediums unterschiedliche Mischformen der genannten Wellenformen auf, die jedoch für die in dieser Arbeit beschriebene Entwicklung eines Messsystems nicht von Bedeutung sind [Kra1990, Mat1998].

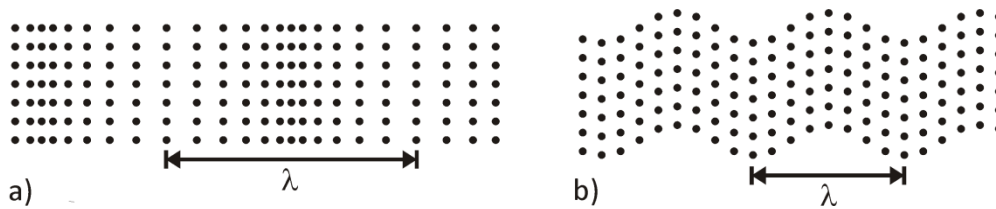


Bild 7: Schematische Darstellung der Teilchenpositionen einer Longitudinal- (a) und Transversalwelle (b) zu einer festen Zeit t . Die Strecke λ entspricht der Wellenlänge und die Wellen breiten sich von links nach rechts aus [gemäß Kra1990].

Bei der Longitudinalwelle „stoßen“ die Teilchen einander gegenseitig an, wodurch sich die Welle durch das Medium bewegt. Dies ist sowohl in Gasen und Flüssigkeiten als auch in Festkörpern möglich. Für die Ausbreitung von Transversalwellen ist eine ausreichend große, bindende Kraft zwischen den Atomen des Mediums erforderlich, weshalb sie nur in Festkörpern auftreten. Die maximale Auslenkung der Teilchen aus der Ruhelage wird für alle Wellenformen als Schwingungsamplitude ξ_0 bezeichnet.

Die Zeit T_s , in der ein Teilchen innerhalb der Welle einmal hin- und zurückschwingt, wird als Schwingungsdauer oder Periode bezeichnet und ihr Kehrwert gibt die Frequenz f_s der Schallwelle an.

Die Ausbreitung der Schallwelle im Medium ist unabhängig von der Frequenz und erfolgt mit einer spezifischen Geschwindigkeit c_s (Gleichung 1), die sowohl von der Art der Welle als auch von den Materialeigenschaften abhängt [Mat 1998; Dat1971].

$$c_s^{longitudinal} = \sqrt{\frac{E}{\rho_M} \cdot \frac{1-\mu}{(1+\mu) \cdot (1-2 \cdot \mu)}} \quad \text{Gleichung 1}$$

$$c_s^{transversal} = c_s^{longitudinal} \cdot \sqrt{\frac{1-2 \cdot \mu}{2 \cdot (1-\mu)}}$$

Dabei bezeichnet E den Elastizitätsmodul, ρ_M die Dichte und μ die Poisson-Konstante des Ausbreitungsmediums. Sowohl der Elastizitätsmodul von Metallen als auch die Dichte sind abhängig von der Materialtemperatur, so dass die Schallgeschwindigkeit eine nichtlineare Temperaturabhängigkeit aufweist. Für Stahl kann sie im Temperaturbereich von 0°C bis 100°C mit $\Delta c_s = 0,2 \text{ ms}^{-1}\text{K}^{-1}$ angenähert werden [Dat1971].

Für die als Wellenlänge λ bezeichnete Strecke im Medium, welche die Schallwelle innerhalb der Periode T_s zurücklegt (Bild 7), ergibt sich damit die Gleichung 2.

$$\lambda = \frac{c_s}{f_s} \quad \text{Gleichung 2}$$

Mathematisch lässt sich eine Schallwelle als Sinusschwingung darstellen (Gleichung 3). Dabei entspricht ξ der Auslenkung des Teilchens am Ort \mathbf{x} zur Zeit t , wobei sich die Welle in Richtung des Wellenvektors \mathbf{k}_s ausbreitet.

$$\xi = \xi_0 \cdot \sin(\mathbf{k}_s \cdot \mathbf{x} - \omega \cdot t + \varphi_0) \quad \text{Gleichung 3}$$

Die Phasenlage der Schallwelle im Koordinatenursprung zur Zeit $t = 0$ ist durch den Term φ_0 und ihre Wellenlänge λ über den Betrag k_s des Wellenvektors festlegt. Ihre Frequenz f_s bestimmt sich aus der Kreisfrequenz ω gemäß Gleichung 4 [Kra1990].

$$\lambda = \frac{2 \cdot \pi}{k_s} \quad ; \quad f_s = \frac{\omega}{2 \cdot \pi} \quad \text{Gleichung 4}$$

Bewegt sich die Schallwelle von einem Medium (1) in ein anderes (2) hinein, tritt an der Grenzfläche zwischen den beiden Medien eine Reflexion eines Teils der Schallwelle auf. Der reflektierte Anteil der Schallwelle ergibt sich aus dem Betrag des Reflexionskoeffizienten R_G , während der transmittierte Teil durch den Transmissionskoeffizienten T_G angegeben wird.

$$R_G = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad ; \quad T_G = \frac{2 \cdot Z_2}{Z_2 + Z_1} \quad \text{Gleichung 5}$$

Zur Berechnung dieser beiden Koeffizienten über die Gleichung 5 ist die Kenntnis der Schallwellenwiderstände $Z_{1,2}$ der beiden Medien erforderlich. Diese Kennwerte beschreiben die elastischen Eigenschaften der Medien und berechnen sich über Gleichung 6.

$$Z_i = c_{si} \cdot \rho_{Mi} \quad \text{Gleichung 6}$$

Medien mit niedrigen Schallimpedanzen gelten als „schallweich“ und solche mit hohen Impedanzen als „schallhart“. Bewegt sich eine Schallwelle aus einem schallharten Medium in ein schallweiches hinein (z.B. aus Stahl in Luft), wird der berechnete Reflexionskoeffizient negativ, was zu einer Umkehrung der Phasenlage der reflektierten Schallwelle führt (Phasensprung π , Gleichung 7). Dies ist bei Messverfahren, welche die Phasenlage einer Schallwelle auswerten, zu berücksichtigen.

$$\xi = \xi_0 \cdot \sin(\mathbf{k}_s \cdot \mathbf{x} - \omega \cdot t + \varphi_0 + \pi) \quad \text{Gleichung 7}$$

Je unterschiedlicher die Schallimpedanzen sind, desto größer wird der reflektierte Anteil der Schallenergie, so dass nur noch ein kleiner Anteil in das zweite Medium transmittiert [Mat1998].

Liegt die Ausbreitungsrichtung der Schallwelle senkrecht zur Grenzfläche, bewegt sich der transmittierte Anteil in der gleichen Richtung weiter, während sich der reflektierte Anteil in umgekehrter Richtung fortbewegt. Bei nicht senkrechtem Einfall auf die Grenzfläche gilt für die transmittierte Schallwelle das Snelliussche Brechungsgesetz aus der Optik gemäß Gleichung 8, wobei statt der in der Optik verwendeten Brechungsindizes die Schallgeschwindigkeiten $c_{s1,2}$ der Medien verwendet werden.

$$\frac{\sin \eta_2}{\sin \eta_1} = \frac{c_{s2}}{c_{s1}} \quad \text{Gleichung 8}$$

Der reflektierte Schallwellenanteil verhält sich ebenfalls wie ein Lichtstrahl und bewegt sich mit einem dem Einfallswinkel η_1 entsprechenden Ausfallswinkel $-\eta_1$ fort [Mat1998].

Neben der Reflexion und Brechung der Schallwelle kommt es bei schrägem Einfall auf eine Grenzfläche auch zur Modenkonversion, wobei ein Teil der einfallenden Wellenart in die andere Wellenart (longitudinal – transversal) umgewandelt wird. Unter bestimmten Einfallsbedingungen können sogar Oberflächenwellen erzeugt werden.

Aus diesen Gesetzmäßigkeiten ergibt sich, dass eine Geometriemessung mittels Ultraschall möglichst mit senkrechtem Einfall auf die vorhandenen Grenzflächen durchgeführt wird, um eine Brechung der Schallwelle und eine eventuell auftretende Modenkonversion zu vermeiden [Kra1990].

Darüber hinaus ist das bislang beschriebene Verhalten einer Schallwelle nur bei isotropen Medien gültig. Gerade bei der Messung von Metallbauteilen ist aber davon auszugehen, dass sich inhomogene Strukturen wie z.B. Texturen im Material befinden. Auch Gradienten von Materialeigenschaften (z.B. Eigenspannungsverteilung) wirken auf physikalische Größen (z.B. E-Modul), wodurch diese Größen ebenfalls nicht mehr isotrop sind und lokale Strukturen im Material darstellen.

Sind die Strukturen im Material deutlich größer als die Schallwellenlänge aber deutlich kleiner als die laterale Ausdehnung der Schallwelle, kommt es zur Streuung des auf eine Struktur treffenden Anteils der Schallwelle. Er wird an der Struktur gemäß den oben erwähnten Gesetzmäßigkeiten reflektiert und gebrochen. Hierdurch sinkt die Amplitude der verbleibenden Schallwelle, die mit gleichbleibender Richtung weiter durch das Medium läuft. Bei Strukturen in der Größenordnung der Schallwellenlänge findet keine klassische Reflexion mehr statt, sondern die Schallwelle bewegt sich mit veränderter Schallgeschwindigkeit durch die Strukturen hindurch. Dies führt bei richtungsabhängigen Inhomogenitäten eines Materials zum richtungsabhängigen Verhalten der Schallgeschwindigkeit [Fow1996]. An Stahlproben konnten chargenbedingte Schallgeschwindigkeitsänderungen von bis zu 5 % beobachtet werden und auch in Proben einer Stahlcharge traten Änderungen von bis zu 2 % aufgrund von Eigenspannungs- und Mikrostrukturunterschieden auf [Kra1990; Mat1998].

3.2.2.2 Sensoren und Koppelarten

Ultraschallsensoren (Transducer oder Prüfköpfe) bestehen prinzipiell aus einem elektrisch kontaktierten aktiven Element in einem Gehäuse. Das Element kann aus unterschiedlichen Materialien bestehen (Kristalle, Metalloxide, Kunststoffe), ist in der Regel quader- oder zylinderförmig und wird durch das Anlegen einer elektrischen Wechselspannung oder eines Pulses zu Dickenschwingungen angeregt (Piezoaktivität). Die in der Umgebung des Elements durch die Schwingungen erzeugten Druckwellen (Schallwellen) bewegen sich durch Übertragungs- und Schutzschichten durch den Transducer

und treten abschließend aus der Sende­fläche aus. Dieser Effekt ist umkehrbar, so dass ein Transducer auch als Empfänger agieren kann. Die Schallwelle dringt in den Transducer ein, bringt das aktive Element zum Schwingen und der Transducer liefert an seinem elektrischen Anschluss eine Wechselspannung [Mat1998].

Prüfköpfe lassen sich durch die folgenden Eigenschaften charakterisieren [Kra1990; Mat1998]:

1. **Resonanzfrequenz:** Resonanzfrequenz der Dickenschwingung des aktiven Elements unter der Berücksichtigung von Dämpfungseffekten durch die Elementumgebung.
2. **Bandbreite:** Die Herstellung von Transducern erfolgt mit unterschiedlich starker Dämpfung der Schwingung des aktiven Elements, indem spezielle Dämpfungsschichten in den Transducer eingebracht werden. Die Dämpfung des Transducers wirkt sich auf sein Nachschwingverhalten (Dauer des Abklingens der Schwingung nach Ende der Anregung), seine Resonanzfrequenz und die Bandbreite der Resonanz aus. Je stärker die Dämpfung ausgelegt ist, desto kürzer ist die Nachschwingdauer und desto breitbandiger fällt das Spektrum der durch einen Puls erzeugten Schwingung aus.
3. **Nahfeldlänge:** Da das aktive Element eine endliche Ausdehnung hat, kann es als planare Anordnung von Punktschwingern betrachtet werden. Deren Wellenfronten überlagern sich erst ab einer gewissen Distanz zum aktiven Element zu einer konstanten, gemeinsamen, ebenen Wellenfront. An dieser Stelle tritt auch die maximale Amplitude des Schallsignals auf. Die Distanz wird als Nahfeldlänge bezeichnet. In der Strecke zwischen Transducer und Nahfeldlänge treten aufgrund von Interferenzerscheinungen zwischen den Wellen der einzelnen Punktschwinger örtlich stark variierende Schallamplituden auf. Durch eine absichtliche Verformung des aktiven Elements und der davor angebrachten Schichten kann die Wellenfront eines Transducers auf eine kürzere Distanz zur Sende­fläche fokussiert werden. Die Nahfeldlänge eines solchen Transducers entspricht der Fokusb­distanz, da im Fokus­punkt erstmals eine gleichmäßige Wellenfront und die maximale Amplitude des Schallsignals auftreten.
4. **Fokusb­durchmesser:** Durchmesser des Schallstrahls bei der Nahfeldlänge. Er entspricht dem minimalen Durchmesser des Schallstrahls. Nach dem Erreichen der Nahfeldlänge weitet sich der Strahl mit einem vom Durchmesser des aktiven Elements abhängigen Divergenzwinkel.
5. **Querschnittsfläche (Durchmesser) des aktiven Elements:** Je größer das aktive Element ist, desto mehr Schallenergie kann vom Transducer erzeugt werden und desto geringer fällt die Divergenz des Schallstrahls aus. Ein sehr kleines aktives Element ähnelt einem Punktschwinger, der nach dem Huygensschen Prinzip Wellen in alle Richtungen ausstrahlt.

Neben Einzelprüfköpfen sind auch Doppelprüfköpfe mit zwei aktiven Elementen (Sender-Empfänger) sowie Mehrfachprüfköpfe (Linear- und Phased-Array) kommerziell erhältlich, die jedoch im Wesentlichen für die Werkstoffprüfung eingesetzt werden und für eine hochgenaue Geometriemessung ungeeignet beziehungsweise nicht sinnvoll einsetzbar sind [Kra1990].

Ultraschallprüfköpfe sind jeweils für eine von drei Einsatzarten ausgelegt. Sie unterscheiden sich dabei im Wesentlichen in der Auskopplung des Schallstrahls aus dem Transducer.

Der **Direkt-Prüfkopf** ist während der Messung direkt auf dem zu messenden Bauteil positioniert. Um eine möglichst hohe Schalleinkopplung in das Bauteil zu gewährleisten, wird oft ein flüssiges oder gelartiges Koppelmittel zwischen Transducer und Bauteil appliziert, um die Schallimpedanzen von Transducer und Bauteil aneinander anzunähern und so den Reflexionskoeffizienten an der Eintrittsfläche zu reduzieren.

Aufgrund des direkten Kontakts verschleißt der Prüfkopf an der Sendefläche vergleichsweise stark. Durch die Ankoppelschicht und die häufig vorhandene Verschleißschuttschicht auf der Transducer-Sendefläche durchläuft die Schallwelle während der Messung immer eine zur Strecke im Bauteil zusätzliche Weglänge, die zu Abweichungen bei der Geometriebestimmung führt. Da sich die Ankoppelschicht nicht exakt einstellen lässt, ist die Messunsicherheit dieser Transducergruppe für Dickenmessungen mit ca. 10 µm am höchsten [Fow1996]. Ihr Einsatz in der automatisierten Geometriemessung ist aufgrund der kontaktierenden Arbeitsweise gering. Die nachfolgend vorgestellten Prüfköpfe sind deutlich einfacher zu applizieren.

Bei den beiden weiteren Prüfkopfarten befindet sich eine definierte Strecke (Verzögerungsstrecke) zwischen dem eigentlichen Transducer und dem Bauteil. Dadurch wird die Sendefläche des Transducers vor Verschleiß geschützt und es entsteht ein messbares Echo beim Auftreffen des Schallsignals auf die Bauteiloberfläche. Beim **Delay-Line-Transducer** ist die Strecke (meistens aus Kunststoff) am Transducer montiert. Bei **Tauchprüfköpfen** besteht sie aus einer Flüssigkeitssäule zwischen Transducer und Bauteil. Mit diesen beiden Prüfkopfarten lassen sich mit kommerziellen Messsystemen Unsicherheiten der Dickenmessung von unter 3 µm erreichen [Fow1996]. Die in automatisierten Messsystemen am häufigsten eingesetzten Transducer sind die Tauchprüfköpfe, wobei unterschiedliche Methoden zur Anwendung kommen, um die Flüssigkeitssäule zwischen Transducer und Bauteil zu etablieren.

Bild 8 stellt die häufigsten Methoden für automatisierte Ultraschallmessungen dar. Bei der Tauchtechnik befinden sich das Bauteil ganz oder teilweise und auch der Transducer (oder zumindest seine Sendefläche) in einem mit Flüssigkeit gefüllten Becken, so dass die Schalleinkopplung über die Flüssigkeit zwischen Transducer und Bauteil erfolgt. Für den Einsatz der Manschettentechnik wird ein Teil des Bauteils mit der Flüssigkeit benetzt und die weitere Ausbreitung der Flüssigkeit auf der Bauteiloberfläche

durch eine Dichtmanschette verhindert. Der Transducer befindet sich dabei in der Flüssigkeit. Bei der Freistrahlschalltechnik wird dem Namen entsprechend ein Flüssigkeitsstrahl aus einer Düse auf das Bauteil gerichtet und dient als Träger für die Schallwelle, die der Transducer aus dem hinteren Teil der Düse aussendet. Die Pfützentechnik ist eine Mischung dieser Techniken. Die Flüssigkeit strömt durch einen Hohlkörper vor dem Transducer bis an die Bauteiloberfläche (wie bei der Manschettentechnik) und fließt anschließend (wie bei der Freistrahlschalltechnik) durch einen Spalt zwischen Sensor und Bauteil ungeführt ab. Sie ist in Bild 8 nicht dargestellt, da sie seltener zum Einsatz kommt.

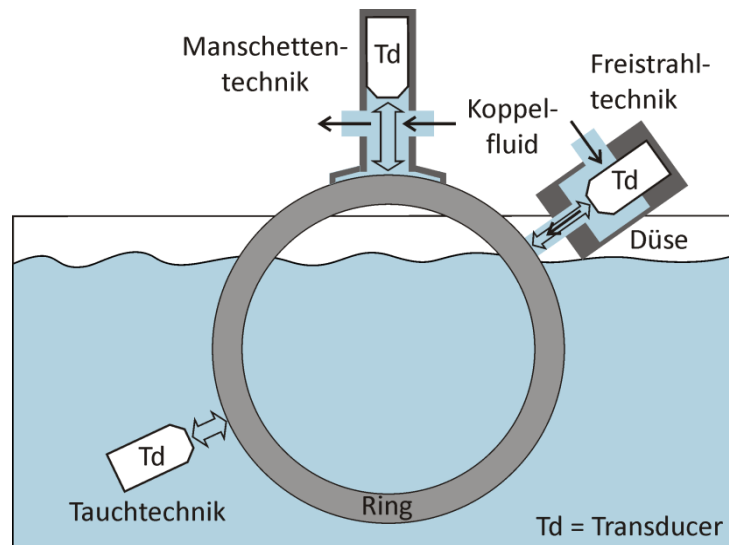


Bild 8: Am häufigsten eingesetzte Koppelmöglichkeiten für Tauchprüfköpfe.

Neben diesen Ankoppelarten existieren weitere Möglichkeiten, die jedoch entweder nur für die manuelle Messung oder wenige Spezialanwendungen geeignet sind.

3.2.2.3 Mess- und Auswerteverfahren

Die ultraschallbasierten Messprinzipien lassen sich anhand der Signalauswertung in weitere Gruppen einteilen. Kommerziell erhältliche Dickenmessgeräte werten die Schallsignale hauptsächlich mit dem Laufzeitverfahren aus und berechnen die zu messende Dicke d aus der Schallgeschwindigkeit c_s des Materials und der gemessenen Laufzeit t . Dabei besteht die Möglichkeit, die Laufzeit in Transmission zu messen; d.h. zwei Transducer (einen Sender und einen Empfänger) zu verwenden, die zueinander ausgerichtet auf den gegenüberliegenden Seiten der zu messenden Bauteillänge positioniert sind. Die Laufzeit t ergibt sich aus der Zeit, zwischen dem Senden des Schallsignals durch Transducer 1 und dem Empfangen durch Transducer 2. Dieses Verfahren findet aufgrund der Ausrichtungsproblematik aber kaum Anwendungen in der Dickenmessung. Stattdessen liegt eines seiner Einsatzfelder in der automatisierten Werkstoffprüfung von beispielsweise Betonpfeilern [Kra1990].

Für die (automatisierte) Geometriemessung kommt zum Großteil das Reflexionsverfahren (Impuls-Echo-Verfahren) mit verschiedenen Untervarianten zum Einsatz, die durch die Art des Transducers vordefiniert sind. Bei allen Varianten dient der Prüfkopf als Sender und Empfänger. Den generellen Signallauf im Messsystem zeigt Bild 9.

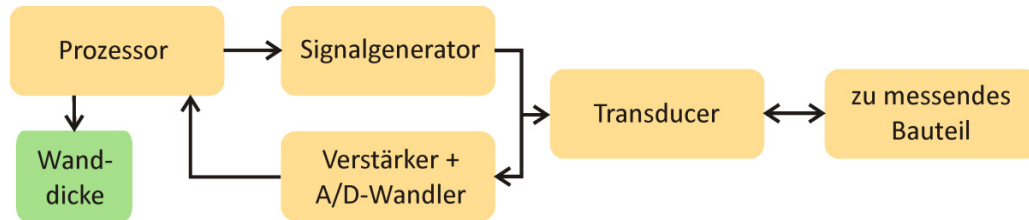


Bild 9: Schematischer Signallauf während einer Ultraschall-Dickenmessung.

Bei der Direktkontakt-Messung mit einem entsprechenden Transducer wird die Zeitspanne t_D zwischen dem Senden eines Ultraschallpulses und dem Empfangen des Echos von der Bauteilrückseite erfasst. In diesem Fall tritt kein Eintrittsecho auf, weshalb es in Bild 10 in grau dargestellt und für diesen Fall zu ignorieren ist.

Die durchschallte Bauteildicke d ergibt sich gemäß Gleichung 9, da das Schallsignal das Bauteil zweimal durchläuft.

$$d = c_s \cdot \frac{t}{2} ; \text{ mit } t = t_D \text{ oder } t = t_R \quad \text{Gleichung 9}$$

Bei der Verwendung von Delay-line- oder Tauchprüfköpfen durchläuft das Schallsignal nach dem Senden zunächst eine signifikante Weglänge in der Verzögerungsstrecke und erzeugt beim Eintreten in das Bauteil ein zusätzliches (Eintritts-) Echo, das nach der Zeit t_E am Transducer eintrifft. Danach folgen mehrere Rückwandechos mit der Laufzeit $t_E + n_R \cdot t_R$ (Bild 10).

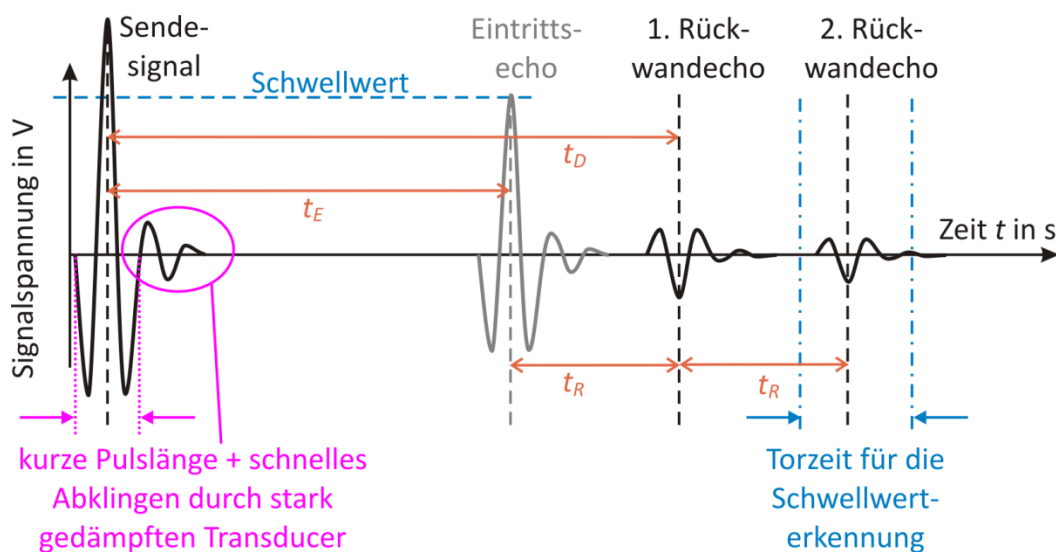


Bild 10: Schematischer, vom Transducer aufgenommener Signalverlauf bei der Impuls-Echo-Methode inklusive Auswerteparametern für die Schalllaufzeit-Bestimmung.

Die nach dem ersten Rückwandecho folgenden Echos entstehen durch Mehrfachreflexion im Bauteil. Ihre detektierbare Anzahl wird hauptsächlich durch die Schallschwächung im Bauteilmaterial festgelegt. Die Laufzeitmessung erfolgt für beide Transducerarten entweder als Messung zwischen dem Eintrittsecho und dem ersten Rückwandecho oder aber zwischen verschiedenen Rückwandechos. Für die Berechnung der Wanddicke gilt dabei weiterhin Gleichung 9. Bei der ersten Variante ist bei metallischen Bauteilen darauf zu achten, dass aufgrund der akustischen Impedanzen eine Phasenumkehr des Signals bei der Reflexion an der Bauteilrückseite stattfindet, was bei der Auswertung des Signalstartzeitpunkts zu berücksichtigen ist.

Die Bestimmung des Startzeitpunkts eines Schallsignals erfolgt am einfachsten über eine Schwellwertdefinition. Überschreitet die Amplitude des elektrischen Signals vom Transducer eine bestimmte Grenze wird der dazu gehörende Zeitpunkt als Startpunkt des Signals erfasst. Diese Methode wird in der Regel in Verbindung mit definierten Torzeiten verwendet. Hierbei handelt es sich um Zeiträume, in denen das Schallsignal aufgrund der groben Abschätzung der Bauteilgeometrie erwartet wird. Die Schwellwerterfassung erfolgt nur innerhalb dieser Torzeiten, um Störeinflüsse auf die Laufzeitmessung zu minimieren (Bild 10).

Alternativ kann das Signal auch mit seiner Hilbert-Transformierten multipliziert werden, wodurch die Einhüllende des Signals entsteht. Aus ihr lassen sich die Startzeitpunkte der Schallsignale gegebenenfalls besser gegenüber dem vorhandenen Signalausrauschen bestimmen.

Da die Schallgeschwindigkeiten der meisten Materialien bei deutlich über 1000 m/s liegen, werden bei Bauteildicken bis 100 mm Laufzeiten von weniger als 200 μ s erreicht, wodurch die in Abschnitt 3.2.1.1.3 erwähnten hohen Mess-Wiederholraten realisiert werden können. Da sich ein Bauteil während der Dauer einer Messung bei einer angenommenen Bewegungsgeschwindigkeit von unter 10 m/s nur im Sub-Millimeterbereich fortbewegt, ist sichergestellt, dass die Verfahren automatisiert an bewegten Bauteilen einsetzbar sind. Die geringe Dauer einer Messung stellt hohe Ansprüche an die Digitalisierung der Signale, die mit Raten von mindestens 50 MHz erfolgen sollte.

Die kommerziell erhältlichen Dickenmesssysteme verwenden in der Regel einen sehr kurzen elektrischen Puls mit hoher Amplitude. Damit generieren sie einen Ultraschallpuls mit ebenfalls hoher Amplitude und großen Flankensteigungen, wodurch der Start des Schallpulses einfach zu detektieren ist (Bild 10). Für die Umsetzung des elektrischen Impulses kommen hochgedämpfte Transducer zum Einsatz, da sie aufgrund ihres idealen Abklingverhaltens die gewünschten Ultraschallpulse erzeugen können [Kra1990, Mat1998].

Solche Systeme finden hauptsächlich zur Prüfung von Massenprodukten mit einfacher Geometrie (wie z.B. Schienen) oder in Sonderanwendungen (wie z.B. der Kernenergie-

technik) Anwendung, da hier die von den Geräten erreichbaren Unsicherheiten meist deutlich unter den Anforderungen an die Prüfprozesse liegen [Haf2008].

Neben den kommerziell erhältlichen Systemen sind diverse Spezialentwicklungen für den maschineninternen Einsatz publiziert worden.

1. In einem für die Fertigung von Dieselinjektoren entwickelten Messsystem kommt ebenfalls die Kurzpuls-Technik zum Einsatz. Das System ermittelt die Wanddicke von Hochdruckleitungen in den 17 – 22 mm dicken Injektoren, wobei aufgrund der Toleranzen der Leitungen eine Messunsicherheit von 10 μm und eine Auflösung von 1 μm gefordert sind. Das System arbeitet in Tauchtechnik, da die Injektoren in einem Produktionszwischenstadium in dem Tauchbad positioniert werden können. Als Ankoppelmedium dient der ohnehin in der Maschine verwendete Kühlschmierstoff, der zur Reduzierung der Messunsicherheit auf 30°C mit einer maximalen Abweichung von 5°C gekühlt wird. Für die Kalibrierung des Systems wird ein selbstgefertigtes, zweistufiges Normal aus dem Injektorwerkstoff eingesetzt. Das System erreicht eine aus den Angaben der Autoren geschätzte Messunsicherheit der Wanddickenmessung von 1-2 μm [Sch2002]. Die Resultate dieses speziell angepassten Systems entsprechen in etwa den Anforderungen des Sonderforschungsbereichs, so dass ein an die Bedingungen des Sonderforschungsbereichs angepasstes System in der Lage sein sollte, die Anforderungen zu erfüllen.
2. Ein an eine Drehmaschine angepasstes Messsystem mit Kurzpuls-Anregung dient zur Erfassung der Wanddicken von stählernen Gasflaschen während einer Längsschnitt-Drehbearbeitung. Die Gasflaschen weisen ähnliche Wanddicken wie die im Sonderforschungsbereich „Distortion Engineering“ untersuchten Ringe auf und sollen hinsichtlich ihrer Wanddickenhomogenität untersucht werden.
Die Strahleinkopplung erfolgt über eine Freistrahleinrichtung, in deren Düse der 10 MHz-Transducer platziert ist. Als Koppelmedium dient der in der Drehmaschine vorhandene Kühlschmierstoff. Das System tastet die erhaltenen Schallechos mit einer Abtastrate von bis zu 100 MHz ab und analysiert nicht nur das erste Eintritts- und das erste Rückwandecho. Stattdessen berücksichtigt es die Mehrfachechos bei der Grenzflächen über eine Wavelet-Analyse, wobei in den durchgeführten Experimenten bis zu 5 Echos jeweils identifiziert und verarbeitet werden konnten. Diese Mehrfachechoauswertung führt zu einer Reduktion der Messunsicherheiten, die durch Vergleichsmessungen mit einem Koordinatenmessgerät abgeschätzt wurden [Pfe2002]. Das System weist Abweichungen zu den Koordinatenmessdaten von +10 μm und -20 μm auf. Die Autoren geben eine umfangreiche Auflistung der das System beeinflussenden Größen an und quantifizieren die resultierenden Einflüsse, sofern dies möglich ist. Eine weitere Betrachtung von zufälligen und systematischen Unsicherheitsbeträgen wurde jedoch nicht durchgeführt [Ben2002].
3. Eine Weiterentwicklung dieses Systems ist der Einsatz eines freistrahlgekoppelten Ultraschallsensors in einem 5-Achs-Bearbeitungszentrum [Sch2007; Haf2008]. Hier

wird der Ultraschallsensor nicht mehr an einer festen Position eingesetzt, um eine Wanddicke zu erfassen, sondern wie ein Werkzeug in den Werkzeughalter eingewechselt, um über die Bauteiloberfläche bewegt zu werden. So lässt sich die äußere Geometrie der Bauteiloberfläche und auch Strukturen im Inneren der Bauteile erfassen. Das System hat im Wesentlichen eine zerstörungsfreie Werkstückprüfung zum Ziel, bei welcher die Bauteilgeometrie ebenfalls erfasst wird. Es bietet eine minimale Voxelkantenlänge von 0,25 mm und ist in der Lage, 1 mm große Testbohrungen noch in mehr als 100 mm Tiefe zu detektieren. Dabei ist jedoch nicht exakt quantifiziert, wie groß die Unsicherheit der gemessenen Tiefeninformation ist. Die Auflösung der Laufzeitmessungen wird mit 20 ns angegeben, so dass in Stahl eine Auflösung von ca. 50 μm resultiert [Haf2008].

4. Ein neuerer Ansatz, um zeitaufgelöste 3D-Ultraschallmessungen an Bauteilen zu realisieren, verwendet einen Tauchprüfkopf mit großem Durchmesser, vor dem eine Nipkow-Scheibe mit mehreren Löchern auf unterschiedlichen Radien rotiert (Bild 11a). Es befindet sich zeitgleich immer nur ein Loch zwischen Transducer und Bauteil, so dass der breite Schallstrahl des Transducers nur an dieser Stelle zum Bauteil durchgelassen wird (Bild 11b). Der Prüfkopf erfasst daher während einer Messung bei jeder Scheibenposition immer nur eine kleine, aber andere Fläche des Bauteils und kann somit eine laterale Ortsauflösung auf der Bauteiloberfläche realisieren. Die Auflösung in Beobachtungsrichtung ergibt sich durch die Anwendung des normalen Impuls-Echo-Verfahrens bei jeder Messung. Aufgrund der hohen Messwiederholfrequenzen der Ultraschallsensoren und einer angepassten Rotationsgeschwindigkeit der Scheibe kann so eine 3D-Abbildung mit 2 Hz realisiert werden. Die Unsicherheit und die laterale Auflösung des Systems werden nicht spezifiziert [Sch2009].

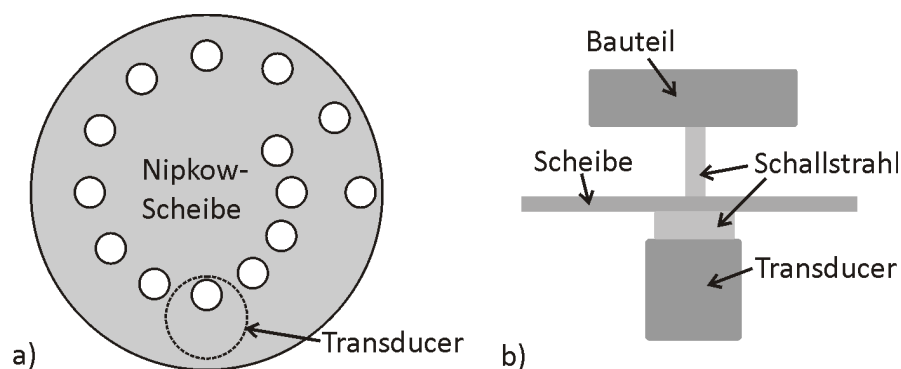


Bild 11: Schema zur Ultraschall-Geometriemessung mit Nipkow-Scheibe;
a) Draufsicht ohne Bauteil; b) Seitenansicht mit Bauteil.

5. Ein weiterer Ansatz zur automatisierten Geometrieerfassung dient der Ermittlung von Bauteildurchmessern bei Drehteilen. Er verwendet ebenfalls das Impuls-Echo-Prinzip und leitet das Schallsignal über eine Freistrahlinkopplung auf die zu messende Bauteiloberfläche. Der Durchmesser der Bauteile wird anhand einer Least-Square-Approximation aus den Daten von insgesamt 5 Messstellen ermittelt, die

über einen Winkelbereich von 90° äquidistant um das Bauteil herum verteilt sind. Anstatt eines kurzen Anregungspulses setzt das System einen mehrere Perioden langen Sinusburst einer definierten Signalfrequenz ein. Dieses Signal erlaubt es, eine fensterbegrenzte Fast-Fourier-Transformation auf das empfangene Signal anzuwenden. Aus ihr ergibt sich für die Frequenzlinie des Sendesignals der zeitliche Verlauf der Amplitude und der Phasenlage. Jede Region dieses Verlaufs, die im Rahmen gewisser Unsicherheiten stabile Werte aufweist, entspricht einem Echo im Schallsignal. Zum Zeitpunkt, an dem sich die Phasenlage und/oder die Amplitude des Verlaufs ändern, wird ein neues Echo vom Transducer detektiert. Mit dieser Auswertung lassen sich die Startzeitpunkte der Echos durch Interpolation zwischen den stabilen Verlaufsregionen auf umgerechnet ca. $1\text{ }\mu\text{m}$ Längenauflösung bestimmen und auch überlagerte Echos können voneinander unterschieden werden. Anhand dieser Abschätzungen in Verbindung mit Simulationen kommen die Autoren zu einer Unsicherheitsabschätzung von ca. $4\text{ }\mu\text{m}$ für den Bauteildurchmesser, die sie jedoch nicht durch experimentelle Vergleiche bestätigen. Für die Kalibrierung des Systems verwenden sie ebenso wie die bisher vorgestellten Systeme eigens hergestellte Werkstücke [Mol1998].

Die Ansätze 3 und 4 gehen über die Messung eines vergleichsweise einfachen Geometriemerkmals wie der Ringwandstärke hinaus und zielen auf Zusatzinformationen ab, die den Werkstückzustand (innere Struktur) bzw. die zeitliche Entwicklung des Bauteils prüfen. Für den Gewinn der Zusatzinformationen verzichten beide Entwicklungen auf eine hohe Auflösung und eine niedrige Unsicherheit der Geometrieerfassung, so dass diese Systeme für das aufzubauende Messsystem nicht geeignet sind.

Die vorgestellten Laufzeitverfahren erfordern alle die möglichst exakte Kenntnis der Schallgeschwindigkeit im durchschallten Bereich. Ist diese abweichungsbehaftet, wirken diese Abweichungen direkt proportional auf die ermittelte Strecke.

Mit einem Aufbau in Tauchtechnik und einem speziellen Auswerteverfahren lässt sich dieses Problem umgehen. Das zu messende Bauteil wird mit geringem Abstand zum Boden im Tauchbecken platziert und von oben mit einem Tauchtransducer durchschallt. Dabei erfasst ein kommerzielles Ultraschall-Dickenmessgerät mit Pulsanregung die folgenden Laufzeiten: 1. Eintrittsecho in das Bauteil, 2. Rückwandecho, 3. Echo vom Beckenboden mit durchschalltem Bauteil. Hinzu kommt noch eine Laufzeitmessung für das Echo vom Beckenboden mit aus dem Schallstrahl entferntem Bauteil. Durch geschickte Verhältnisbildung der Laufzeiten kann sowohl die Bauteildicke als auch die Schallgeschwindigkeit im Material als Funktion der Schallgeschwindigkeit der Tauchflüssigkeit berechnet werden. Ist diese durch Referenzmessungen mit geringer Unsicherheit bekannt, können die Wanddicken von Bauteilen unbekannten Materials mit entsprechend niedriger Unsicherheit ermittelt werden. Mit dem Verfahren wurden mit

einem 5 MHz-Transducer und einer Messfrequenz von 100 MHz an Plexiglas- und Stahlproben Standardabweichungen der Wanddicke von 3 μm bei etwa 30 μm systematischer Abweichung gegenüber Referenzmessungen mit einer Bügelmessschraube erzielt [Hug1994].

Der Nachteil dieser Methode liegt darin, dass die Messung in Tauchtechnik erfolgen muss, was sich in einer Fertigungsumgebung nur schwer realisieren lässt. Hinzu kommen die Bestimmung der Schallgeschwindigkeit des Fluids sowie die Erfassung des nur sehr schwachen Echos vom Beckenboden. Dieses wird im Vergleich zum Eintrittsecho sehr stark gedämpft, weil aufgrund der großen Differenzen der akustischen Impedanzen nur eine geringe Transmission der Schallenergie durch die Bauteiloberflächen erfolgt. Ließen sich diese Nachteile umgehen und die Messunsicherheit weiter reduzieren, wäre das System ideal für den Einsatz im Sonderforschungsbereich geeignet, da die aufwändige Schallgeschwindigkeitsbestimmung entfielen, weil diese bauteilindividuell als Nebeninformation ohne weiteren Messaufwand gewonnen würde.

Eine Alternative zum bislang diskutierten Impuls-Echo-Verfahren stellt das Resonanzverfahren dar, bei dem die unterschiedlichen Frequenzen f_{Nf} stehender Ultraschallwellen in Bauteilen erfasst und ausgewertet werden.

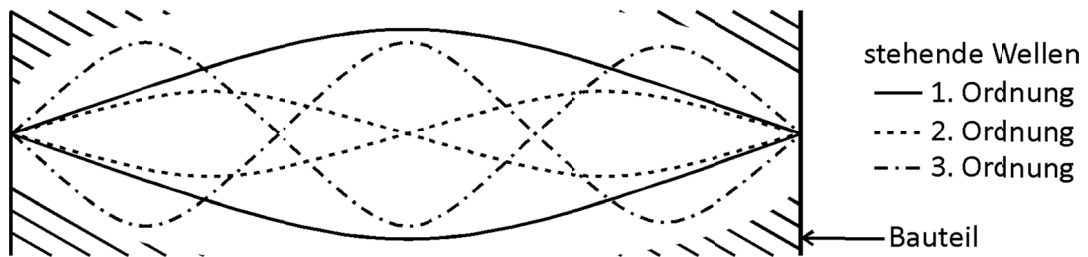


Bild 12: Schematische Darstellung stehender Ultraschallwellen in einem Bauteil (Ordnung 1-3).

Die Bauteil-Wanddicke ist dabei ein Vielfaches (Faktor N_f) der halben Wellenlänge $\lambda_{Nf}/2$ der stehenden Welle mit der Ordnung N_f (Bild 12). Diese Beziehung kann gemäß Gleichung 10 über die Schallgeschwindigkeit c_s in einen Ausdruck für die entsprechende Frequenz f_{Nf} umgewandelt werden.

$$2 \cdot d = N_f \cdot \lambda_{Nf} \quad \text{mit} \quad c_s = \lambda_{Nf} \cdot f_{Nf} \quad \Rightarrow \quad f_{Nf} = N_f \cdot \frac{c_s}{2 \cdot d} \quad \text{Gleichung 10}$$

Unter Verwendung der Definitionsgleichung 11 für die Differenzfrequenz zweier stehender Wellen mit benachbarten Ordnungen folgt Gleichung 12 für die Abhängigkeit zwischen der Differenzfrequenz Δf und der Wanddicke d [Kra1990; Kok1995].

$$\Delta f = f_{Nf} - f_{Nf-1} \quad \text{Gleichung 11}$$

$$\Delta f = N_f \cdot \frac{c_s}{2 \cdot d} - (N_f - 1) \cdot \frac{c_s}{2 \cdot d} \quad \Leftrightarrow \quad d = \frac{c_s}{2 \cdot \Delta f} \quad \text{Gleichung 12}$$

Wie auch bei den Laufzeitverfahren ist die mittels Resonanzmethode berechnete Wanddicke direkt proportional abhängig von der Schallgeschwindigkeit c_s , so dass auch für diese Methode deren Wert möglichst sicher bekannt sein muss. Soll jedoch nur die relative Wanddickenänderung $\Delta d/d$ hinsichtlich einer Bezugswanddicke d erfasst werden, so ist gemäß Gleichung 13 die Kenntnis der Schallgeschwindigkeit c_s nicht erforderlich [Kok1995]. Stattdessen ist nur die Frequenzänderung δf_{N_f} der Welle der Ordnung N_f zu messen.

$$\frac{\Delta d}{d} = \frac{\delta f_{N_f}}{f_{N_f}} \quad \text{Gleichung 13}$$

Mit diesem Verfahren konnten an Bierdosen und gerollten Stahlblechen erfolgreich Wanddickenvariationen von unter 5 μm gemessen werden. Bei dünnen Blechen ergibt sich eine Auflösung von ca. 0,1 μm [Kok1995].

Die publizierten Messergebnisse lassen erwarten, dass dieses System die Unsicherheitsanforderungen des Sonderforschungsbereichs erfüllen kann. Allerdings erfordern die sichere Ausbildung von stehenden Wellen sowie das Durchscannen der Frequenz des Sendesignals eine deutlich längere Messzeit, so dass das Verfahren an rotierenden Bauteilen in einer Fertigungsmaschine nicht sinnvoll einsetzbar erscheint.

3.3 Auswertung von Messdaten

3.3.1 Mathematische Grundlagen

3.3.1.1 Approximation von Messwerten durch mathematische Funktionen

In der Regel liegen bei automatisierten Messaufgaben in der heutigen Zeit hohe Datenmengen vor, aus denen quantifizierte Aussagen abgeleitet werden sollen [Bar2011]. Beispielsweise ist der lineare Trend einer Temperatur über einen definierten Zeitraum in $^{\circ}\text{C}/\text{Tag}$ zu ermitteln.

Da die erhobenen Messwerte generell mit Unsicherheiten behaftet sind (siehe Abschnitt 3.4.1), kann die gewünschte Aussage nicht sicher aus einzelnen Messwerten ermittelt werden. Stattdessen ist die Approximation einer mathematischen Funktion f in den Datensatz erforderlich. Diese beschreibt das zu quantifizierende Phänomen anhand von q Parametern I_j . Im oben genannten Beispiel würden die Messwerte durch eine Gerade approximiert (lineare Regression), deren Steigung I_1 dem gewünschten Parameter zur Beschreibung des linearen Trends entspricht.

Die Werte der q Parameter sind dann optimal gewählt, wenn die Abweichungen zwischen der approximierenden Funktion f und den gemessenen Werten (x_i, y_i) möglichst gering sind. Für die Abweichung des i -ten Messwertpaares gilt Gleichung 14.

$$\varepsilon_i = y_i - f(x_i, l_1, \dots, l_q) \quad \text{Gleichung 14}$$

Um die Abweichungen aller n Messwerte gleichermaßen zu berücksichtigen, wird eine Zielfunktion Z unter Verwendung aller Messwerte definiert, welche für die optimalen Parameter einen minimalen Wert annimmt. Hierbei können verschiedene Varianten der Zielfunktion zum Einsatz kommen. Häufig wird die L_2 -Norm verwendet, bei der die Wurzel der Summe der quadrierten Abweichungen berechnet wird (Gleichung 15).

$$Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2} \rightarrow \text{Minimum} \quad \text{Gleichung 15}$$

Prinzipiell ist der Einsatz jeder beliebigen Potenz in der Zielfunktion möglich (siehe auch Abschnitt 3.3.2.1) [Zei2013].

Um die optimalen Parameter mathematisch bestimmen zu können, sind die partiellen Ableitungen der Zielfunktion nach den einzelnen Parametern l_j zu bilden (Gleichung 16). Die resultierenden Bestimmungsgleichungen sind gleich Null, wenn die Zielfunktion minimal ist (Extremwert).

$$\frac{\partial Z}{\partial l_j} = \frac{1}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2}} \cdot \left(\sum_{i=1}^n \varepsilon_i \cdot \frac{\partial \varepsilon_i}{\partial l_j} \right) = 0 \quad ; j = 1, \dots, q \quad \text{Gleichung 16}$$

Die Bestimmungsgleichungen bilden ein Gleichungssystem, dessen Lösungsvektor \mathbf{l} die gesuchten, bestmöglichen Parameter enthält [Zei2013]. Gleichung 17 stellt dieses Gleichungssystem in Matrixschreibweise dar, wobei der Vektor $\mathbf{\kappa}$ die konstanten Beiträge der Bestimmungsgleichungen enthält. Bei der Gewichtsmatrix \mathbf{C} handelt es sich um eine quadratische Matrix mit q^2 Einträgen, deren j -te Zeile aus den Gewichtungsfaktoren der j -ten Bestimmungsgleichung gebildet wird.

$$\mathbf{C} \cdot \mathbf{l} = \mathbf{\kappa} \quad \text{Gleichung 17}$$

Ist das Gleichungssystem linear, lässt es sich durch Gleichung 18 analytisch lösen.

$$\mathbf{l} = (\mathbf{C}^T \cdot \mathbf{C})^{-1} \cdot \mathbf{C}^T \cdot \mathbf{\kappa} \quad \text{Gleichung 18}$$

Bei nichtlinearen Gleichungssystemen kommen numerische Verfahren zum Einsatz, welche die Lösung über iterative Algorithmen bestimmen. Hierzu wird die Zielfunktion Z bis zur 1. Ordnung in eine Taylorreihe entwickelt, so dass sich wieder ein lineares Gleichungssystem ergibt. Mit dieser Näherung ergeben sich bei jedem Rechenschritt iterative Verbesserungen der einzelnen Parameter l_j , die meist schon nach wenigen Iterationsschritten gegen ihren Endwert konvergieren [Gei1980, Lot1981].

Da Messungen durch Störgrößen beeinflusst werden, weisen die Messpunkte Abweichungen zur mathematischen Funktion f auf, woraus sich ein Unsicherheitsbereich $u(l_j)$ für jeden der ermittelten Parameter l_j ergibt.

Auf die Entstehung von Unsicherheiten wird in diesem Abschnitt nicht eingegangen, sondern nur ihre Berechnung für Approximationsparameter dargestellt. Weitere Informationen zur Unsicherheitsbetrachtung von Messungen folgen in Abschnitt 3.4.

Die Unsicherheiten $u(l_j)$ ergeben sich aus den Standardabweichungen σ_{lj} der Parameter, die durch Inversion der Gewichtsmatrix \mathbf{C} zu bestimmen sind. Für die daraus resultierende Kovarianzmatrix \mathbf{W} gilt Gleichung 19, wobei σ die Standardabweichung aller Abweichungen ε_i aus Gleichung 15 und \mathbf{G} die Inverse der Matrix \mathbf{C} darstellt [Lot1983].

$$\mathbf{W} = \mathbf{C}^{-1} \cdot \sigma^2 = \mathbf{G} \cdot \sigma^2 \quad \text{Gleichung 19}$$

Jeder Koeffizient auf der Diagonalen der Kovarianzmatrix gibt die Standardabweichung σ_{lj} eines der q Parameter an (Gleichung 20) [Har1987].

$$\sigma_{lj} = \sqrt{w_{jj}} = \sqrt{g_{jj}} \cdot \sigma \quad ; j = 1, \dots, q \quad \text{Gleichung 20}$$

Beispiel:

Approximation eines Polynoms 2. Grades in zweidimensionale Messdaten (x_i, y_i) mit in y-Richtung berechneten Abständen und Verwendung der L_2 -Norm

Gleichung 21 stellt die Zielfunktion für die gewählte Form der Abstandsbestimmung in y-Richtung dar.

$$Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - p_2 \cdot x_i^2 - p_1 \cdot x_i - p_0)^2} \quad \text{Gleichung 21}$$

Aus der Zielfunktion folgt unter Anwendung der Gleichung 16 das lineare Bestimmungsgleichungssystem in Gleichung 22, wobei zur besseren Lesbarkeit auf die Messwertindizes verzichtet wurde.

$$\mathbf{C} \cdot \mathbf{l} = \begin{pmatrix} \sum x^4 & \sum x^3 & \sum x^2 \\ \sum x^3 & \sum x^2 & \sum x \\ \sum x^2 & \sum x & \sum 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} p_2 \\ p_1 \\ p_0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum x^2 \cdot y \\ \sum x \cdot y \\ \sum y \end{pmatrix} = \mathbf{\kappa} \quad \text{Gleichung 22}$$

Die Koeffizienten g_{jm} der Inversen der Matrix \mathbf{C} (Matrix \mathbf{G}) berechnen sich nach [Zie2013] aus Gleichung 23, wobei $\mathbf{C}^{ohne\ j,m}$ der Matrix \mathbf{C} ohne die Zeile j und die Spalte m entspricht.

$$g_{jm} = \frac{1}{\det(\mathbf{C})} \cdot (-1)^{j+m} \cdot \det(\mathbf{C}^{ohne\ j,m}) \quad \text{Gleichung 23}$$

Gemäß Gleichung 19 folgt daraus für die Kovarianzmatrix \mathbf{W} :

$$\mathbf{W} = \frac{1}{\det(\mathbf{C})} \begin{pmatrix} n \cdot \sum x^2 - (\sum x)^2 & \sum x^2 \cdot \sum x - n \cdot \sum x^3 & \sum x^3 \cdot \sum x - (\sum x^2)^2 \\ \sum x^2 \cdot \sum x - n \cdot \sum x^3 & n \cdot \sum x^4 - (\sum x^2)^2 & \sum x^3 \cdot \sum x^2 - \sum x^4 \cdot \sum x \\ \sum x^3 \cdot \sum x - (\sum x^2)^2 & \sum x^3 \cdot \sum x^2 - \sum x^4 \cdot \sum x & \sum x^4 \cdot \sum x^2 - (\sum x^3)^2 \end{pmatrix} \cdot \sigma^2$$

Gleichung 24

Gleichung 25 zeigt die Unsicherheiten der Parameter p_0 , p_1 und p_2 , die sich aus der Kovarianzmatrix (Gleichung 24) ergeben.

$$\begin{aligned} u(p_2) &= \sqrt{n \cdot \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2} \cdot \frac{\sigma}{\det(\mathbf{C})} \\ u(p_1) &= \sqrt{n \cdot \sum_{i=1}^n x_i^4 - \left(\sum_{i=1}^n x_i^2 \right)^2} \cdot \frac{\sigma}{\det(\mathbf{C})} \\ u(p_0) &= \sqrt{\sum_{i=1}^n x_i^4 \cdot \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i^3 \right)^2} \cdot \frac{\sigma}{\det(\mathbf{C})} \end{aligned}$$

Gleichung 25

Dabei ist zu beobachten, dass die Verhältnisse der Unsicherheiten untereinander nicht von den gemessenen Werten y_i , sondern nur von der Anordnung der Messpositionen x_i beeinflusst werden. Die Verhältnisse der Unsicherheiten der einzelnen Parameter können also schon vor der eigentlichen Messung durch geschickte Wahl der Messpositionen definiert werden.

3.3.1.2 Ausreißerdetektion

Generell kann bei Messungen unter gleichbleibenden Bedingungen davon ausgegangen werden, dass alle gemessenen Daten ein Verhalten zeigen, das zum entsprechenden Modell der Messungen passt. Es treten jedoch immer wieder einzelne Messdaten auf, für deren Auftreten keine Erklärung (z.B. unbemerkte, temporäre Änderung der Messbedingungen) zu finden ist. Ihre Werte weichen entweder deutlich von der Mehrzahl der anderen Werte ab oder sie passen nicht zum angenommenen Modell für das Verhalten der Messdaten [Dix1950, Bar2011].

Wenn davon ausgegangen werden kann, dass die definierten Messbedingungen korrekt eingehalten werden und das Modell für das Verhalten der Messdaten umfangreich genug definiert ist, können diese Werte als „Ausreißer“ bezeichnet werden. Beispielsweise lassen sich die Werte einer taktilen Oberflächenmessung eines Rings, die entstehen, wenn das Tastelement ein unbemerktes Staubkorn auf der Bauteiloberfläche abtastet, als Ausreißer klassifizieren, da der lokale Radius für wenige Messpunkte sprunghaft ansteigt und dann wieder abfällt.

Sind Ausreißer in einem Datensatz enthalten, ist generell zu entscheiden, wie mit ihnen zu verfahren ist. Sie können entweder aus dem Datensatz entfernt werden, so dass sie die Datenauswertung nicht beeinflussen und mit dem bestehenden Verhal-

tensmodell weiter gearbeitet werden kann. Oder sie verbleiben im Datensatz, so dass eine erhöhte Unsicherheitsabschätzung resultiert. Als weitere Möglichkeit kann das Modell für das Verhalten der Messdaten an den vollständigen Datensatz angepasst werden, so dass die Daten nicht mehr als Ausreißer detektierbar sind [Dix1950, Bar1978, Bar2011].

Bei Datensätzen geringen Volumens ist eine Identifikation von Ausreißern durch die durchführende oder auswertende Person mittels Erfahrungswissen möglich, allerdings sollten gefundene Ausreißer im Anschluss mathematisch untersucht werden, um festzustellen, ob sich ihre Klassifikation statistisch belegen lässt. Bei größeren Datensätzen mit mehreren Tausend Messpunkten oder vielen untersuchten Teilen ist eine solche, manuelle Beurteilung der Daten nicht sinnvoll durchführbar. Für diese Fälle stehen automatisierte Verfahren zur Verfügung, die vorhandene Ausreißer anhand von statistischen Methoden detektieren. Um sie sinnvoll einsetzen zu können, müssen die Abweichungen zwischen den Messdaten und der das Messdatenverhalten beschreibenden, mathematischen Funktion berechnet werden. Es muss sichergestellt sein, dass die Häufigkeitsverteilung der Abweichungen einer Normalverteilung entspricht [Gru1969, Lem2005]. In der Regel ist die dazu erforderliche, mathematische Funktion schon vor den Untersuchungen bekannt oder wird durch Approximation der Messdaten durch allgemeine Funktionen (z.B. Polynome) ermittelt.

Es sind verschiedene Methoden publiziert worden, die sich für unterschiedlich große Datensätze eignen. Die meisten Verfahren gehen von der Null-Hypothese aus, dass der Datensatz ausreißerfrei ist. Sie definieren kritische Vergleichswerte anhand einer gewählten Fehlerwahrscheinlichkeit, der Datensatzgröße und der Art des ausgewerteten Kriteriums. Die Fehlerwahrscheinlichkeit beschreibt dabei die Wahrscheinlichkeit für sowohl die Nicht-Detektion von tatsächlichen Ausreißern als auch das fälschlicherweise Klassifizieren von korrekten Werten als Ausreißer.

Eine schon im 19. Jahrhundert von Pierce verwendete Methode der Ausreißerdetektion verwendet zu Beginn die Null-Hypothese, dass genau ein Ausreißer im Datensatz vorhanden ist. Zur Beurteilung dieser Hypothese berechnet er die Differenz des Messwerts (=vermuteter Ausreißer) zum Mittelwert des Gesamtdatensatzes dividiert durch die empirische Standardabweichung des Gesamtdatensatzes. Dieser Wert wird mit einem tabellierten, kritischen Wert verglichen, welcher von der Anzahl der vermuteten Ausreißer abhängt. Liegt der berechnete Wert oberhalb des Tabellenwertes kann die Null-Hypothese nicht verworfen werden und bei dem Messwert handelt es sich vermutlich um einen Ausreißer [Pie1852, Ros2003]. Die Methode nimmt so lange neue Messwerte zur Menge der vermuteten Ausreißer hinzu, bis der Vergleich mit den tabellierten Werten zum Verwerfen der Null-Hypothese führt. Somit handelt es sich bei dem letzten hinzugenommenen Messwert aus statistischer Sicht nicht um einen Ausreißer und alle vorher vermuteten Ausreißer können als solche betrachtet werden, da die Null-Hypothese bei ihnen nicht verworfen wurde. Aufgrund der iterativen Vorge-

hensweise bei der Ausreißersuche führt diese Methode bei höheren Ausreißerzahlen zu langen Rechenzeiten [Ros2003, Bar2011].

Grubbs wertet als Kriterium die empirischen Standardabweichungen des vollständigen Datensatzes und des Datensatzes ohne den größten bzw. kleinsten Wert aus und vergleicht ihr Verhältnis mit einem aus der Student-Verteilung abgeleiteten kritischen Wert. Wird dieser Wert vom berechneten Verhältnis überschritten, handelt es sich bei dem größten/kleinsten Wert des Datensatzes um einen statistischen belegten Ausreißer und die Null-Hypothese der Ausreißerfreiheit wird verworfen [Gru1950, Gru1969]. Dieser Test wird heutzutage von vielen großen Metrologie-Instituten verwendet und befürwortet [Bar2011] und wird auch vom Deutschen Institut für Normung e.V. zur Verwendung vorgeschlagen [DIN5725-2:2002]. Da er iterativ durchgeführt werden kann, bis keine Ausreißer mehr im Datensatz detektiert werden, ist er für die Anwendung in automatisierten Auswertealgorithmen gut geeignet, wobei auch hier (wie bei Pierce) mit höheren Rechenzeiten aufgrund der iterativen Vorgehensweise zu rechnen ist. Eine Reduktion der Rechenzeiten ist möglich, wenn Varianten der Methode verwendet werden, die mehrere Ausreißer gleichzeitig detektieren können [Gru1969, Lem2005].

Einen weiteren Ansatz präsentierte Dixon, welcher die Differenzen der beiden größten bzw. kleinsten Werte eines Datensatzes berechnet und diese in Relation zur Spannweite des Datensatzes setzt. Auch diese Verhältnisse lassen sich mit einem kritischen Wert, der von der Fehlerwahrscheinlichkeit abhängt, vergleichen [Dix1950, Dix1951]. Dieser Test ist nur für geringe Datensatzgrößen geeignet, so dass er für die in dieser Arbeit vorgesehenen Einsatzfelder nicht verwendbar ist.

3.3.1.3 Phasensprung-Korrektur

Die Messung der Verläufe von Phasenlagen in Abhängigkeit von der Signalfrequenz (Phasenspektren) ist in diversen Anwendungen von Bedeutung. Sie reichen von der Seismik über satellitengestützte Radaranwendungen und die Auswertung von digitalen Sprachsignalen bis hin zu Anwendungen in der Medizintechnik [Tri1977, Ouc2013].

Neben dem quantitativen Verlauf der Phasenspektren sind insbesondere Sprungstellen der Phasenwerte von messtechnischem Interesse. Sie lassen entweder auf messtechnische Effekte (z. B. Empfindlichkeitsverringering durch hohes Rauschen im Signal) schließen oder entstehen durch Eigenschaften des untersuchten Bereichs, die durch die Messung bestimmt werden sollen. Diese gesuchten Phasensprünge werden durch zusätzliche Sprünge überlagert, die aus der Umrechnung des ursprünglichen Signals resultieren. Das Phasenspektrum ergibt sich durch Fouriertransformation des Signals mit anschließender, erweiterter Berechnung des Arkustangens, wodurch die berechneten Werte auf ein Intervall mit einer Spanne von 2π (meistens $[-\pi; \pi]$) beschränkt sind. Beispielsweise wird ein kontinuierlicher Verlauf über eine Spanne von 10π durch die

Phasenberechnung zu einem sägezahnförmigen Verlauf mit 4 Sprungstellen „zusammengefasst“.

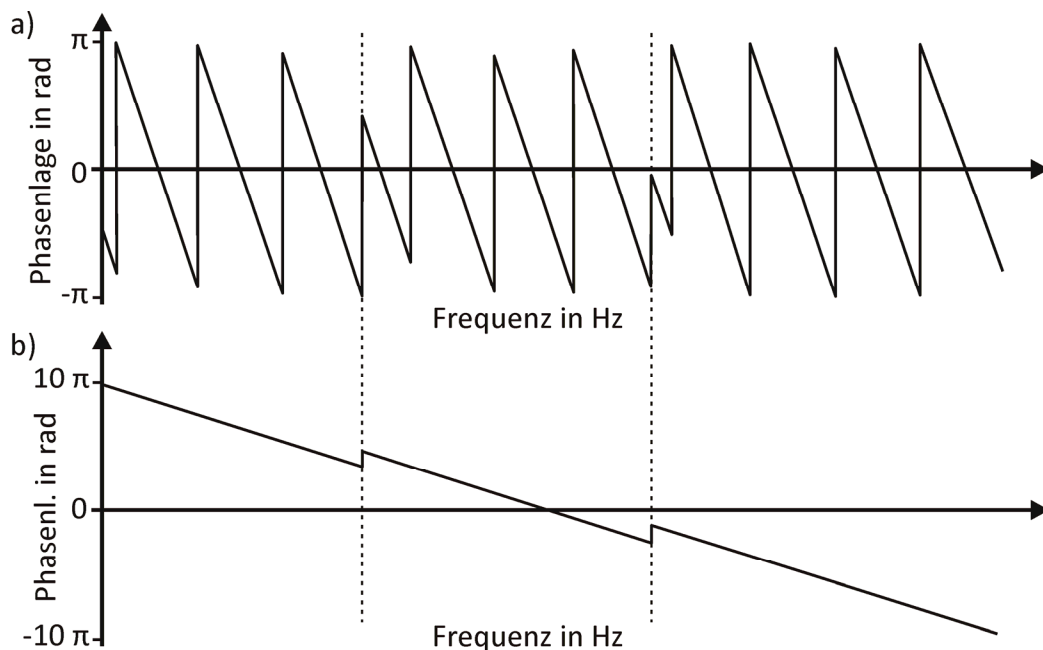


Bild 13: Schematische Darstellung der Entfaltungswirkung: a) Aus dem Signal berechnetes Phasenspektrum; b) Entfaltetes Phasenspektrum [gemäß Pog1982].

Bild 13a) zeigt schematisch ein „zusammengefaltetes“ Signal, in dem mehrere berechnungsbedingte Sprünge aber auch zwei Sprünge aufgrund von messtechnischen Effekten (bei den gestrichelten Linien) vorhanden sind. Bild 13b) stellt den tatsächlichen („entfalteten“) Phasenverlauf mit den gesuchten zwei Phasensprüngen dar, wie er sich idealerweise aus einer Messung ergeben sollte.

Um die Einschränkung des Wertebereichs zu überwinden, sind unter dem Überbegriff „homomorphic signal analysis“ verschiedene Algorithmen zur „Entfaltung“ (englisch „unwrapping“) der Daten entwickelt worden [Opp1975].

Eine Algorithmengruppe löst das Entfalten iterativ. Dabei wird die Ableitung der Phasenwerte unter bestimmten Randbedingungen numerisch integriert, um die entfaltete Phasenlage zu erhalten. Die Algorithmen unterscheiden sich darin, wie die Schrittweiten der Integration bestimmt werden. Einige gehen nach einem festen Schema vor [Opp1975], während andere die Integrationsgrenzen adaptiv anpassen. So reduzieren sie die Berechnungszeit durch Verringern der Iterationsschrittzahl [Tri1977, Pog1982].

Andere Algorithmen arbeiten nicht-iterativ. Beispielsweise beschreibt der Algorithmus von McGowan et al. die Fouriertransformierte des Signals über Chebyshev-Polynome, aus deren weiterer Verarbeitung sich anschließend die Vielfachen von π ableiten lassen, die jeweils zur Phasenlage zu addieren sind. Laut Aussage der Autoren ist diese Art von Algorithmus allerdings nicht für das Entfalten von trigonometrischen Funktionen geeignet [McG1982].

3.3.2 Auswertung von Geometriedaten

Durch die Auswertung von Geometriemessdaten lassen sich verdichtete Informationen über die Bauteilgeometrie ermitteln. Diese sind interessant für die Beurteilung der Funktionalität des Bauteils und die Einschätzung der Fähigkeit der verwendeten Fertigungsprozesse. Das wesentliche Ziel ist es, die Abweichungen der Istgeometrie des Bauteils von der Sollgeometrie zu bestimmen, die sich als Maß-, Form- und Lageabweichungen angeben lassen.

3.3.2.1 Rotationssymmetrische Ersatzelemente

Durch die Kombination der einzelnen Punkte einer Geometriemessung lassen sich idealgeometrische Ersatzelemente bestimmen, welche die Formelemente des Bauteils beschreiben. Diese Beschreibung erfolgt durch Parameter l_j , die zur einfachen Angabe der Ersatzelement-Geometrie dienen und mit den Parametern der Sollgeometrie verglichen werden können [Pfe2010].

Eine Zylindermantelfläche ist beispielsweise durch die folgenden Parameter bestimmt (Bild 14):

- x-, y- und z-Koordinaten des geometrischen Schwerpunkts des Zylinders (Centroid), durch den die Zylinderachse läuft;
- x-, y- und z-Koordinaten des Richtungsvektors der Achse;
- Zylinderradius.

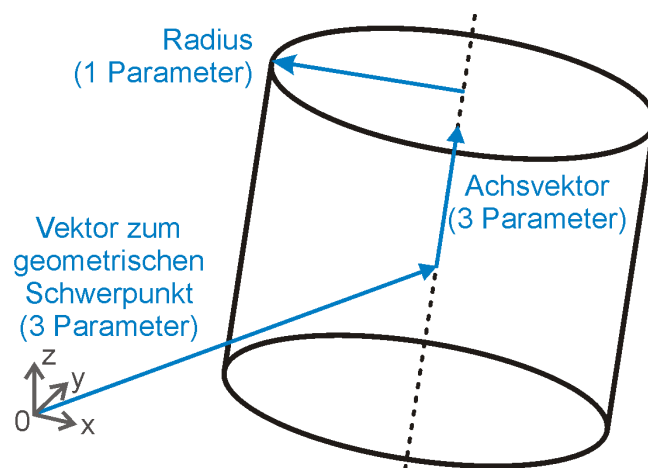


Bild 14: Parameter einer Zylindermantelfläche.

Von diesen Parametern sind eine Koordinate des Schwerpunkts sowie eine Koordinate des Achsvektors aufgrund der Achssymmetrie der Zylindermantelfläche frei wählbar, so dass die Mantelfläche 5 Freiheitsgrade aufweist (2 Koordinaten des Schwerpunkts, 2 Koordinaten des Achsrichtungsvektors und den Radius). Die Mindestanzahl von Messpunkten für die exakte Beschreibung eines Ersatzelements entspricht der Anzahl der Freiheitsgrade v . Da bei der Messung jedes Messpunkts Störeinflüsse auf das Messsystem wirken, entstehen Messwertabweichungen (siehe Abschnitt 3.4.1), die noch durch

Abweichungen aufgrund der nicht idealen Bauteilgestalt vergrößert werden. Dadurch reichen die Mindest-Messpunktanzahlen in der Regel nicht aus, um die Istgeometrie realitätsnah beschreiben zu können. Für eine bestmögliche Beschreibung wären prinzipiell unendlich viele Messpunkte der Bauteiloberfläche erforderlich. Da dies technisch nicht realisierbar ist, werden unter Berücksichtigung von ökonomischen Aspekten möglichst viele Messpunkte aufgenommen, wodurch die idealgeometrischen Ersatzelemente die Istgeometrie des Bauteils mit hinreichender Genauigkeit beschreiben. Die Elemente sind in diesem Fall mathematisch überbestimmt und ihre Parameter daher gut ermittelbar [Kef2008].

Je nach Einsatzzweck des Bauteils sind verschiedene Ersatzelemente verwendbar. Am häufigsten kommen die Ausgleichs- oder mittleren Elemente zum Einsatz, die sich über die L_2 -Norm berechnen lassen. Es können aber auch angrenzende Elemente wie z.B. Hüll- oder Pferchkreise zum Einsatz kommen, die über die Tschebyscheff- oder T-Norm bestimmt werden. Die Parameter dieser Ersatzelemente dienen zur Beurteilung der Maß- und Lageabweichungen des Bauteils [Goc1990, Her1992, Goc2008].

Die Formabweichungen (z.B. Ebenheitsabweichung, Rundheitsabweichung) des Bauteils definieren sich hingegen nicht aus Parametern der Ersatzelemente, sondern aus den verbleibenden Abweichungen zwischen den einzelnen Messpunkten und dem Ersatzelement [DIN1101:2006].

Bei der Bestimmung der Ersatzelemente über die L_2 -Norm werden die senkrechten Abstände δ_i zwischen den n Messpunkten (x_i, y_i, z_i) und der Bauteiloberfläche (beschrieben durch die Funktion f und die Parameter im Vektor \mathbf{l}) berechnet und in die Zielfunktion gemäß Gleichung 15 eingesetzt:

$$Z = \sum_{i=1}^n \delta_i^2 = \sum_{i=1}^n \left(\sqrt{x_i^2 + y_i^2 + z_i^2} - |f(l_1, \dots, l_v)|_i \right)^2 \longrightarrow \text{Minimum} \quad \text{Gleichung 26}$$

mit $f(l_1, \dots, l_v)|_i$ = Punkt auf der Ersatzelementoberfläche mit senkrechtem Abstand zum i -ten Messpunkt.

Für das Ersatzelement **Kreis** mit dem Radius r_0 und den Mittelpunktkoordinaten (x_M, y_M) kommt bei zweidimensionaler Betrachtung die folgende Abstandsdefinition (Gleichung 27) zur Anwendung, wobei die Größe ψ_i dem Zylinderkoordinatenwinkel des Messpunkts i und die Größe r_i dem Radius des Messpunkts im Koordinatensystem des Kreises entspricht:

$$\begin{aligned} \delta_i &= \sqrt{(x_i - x_M)^2 + (y_i - y_M)^2} - r_0 \\ &= \sqrt{(r_i \cdot \cos \psi_i)^2 + (r_i \cdot \sin \psi_i)^2} - r_0 = r_i - r_0 \end{aligned} \quad \text{Gleichung 27}$$

Aus dieser Abstandsdefinition ergibt sich bei n Messpunkten die in Gleichung 28 dargestellte Koeffizientenmatrix \mathbf{C} [Her1992] (Herleitung: Abschnitt 13.1):

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} \sum_{i=1}^n (\cos \psi_i)^2 & \sum_{i=1}^n \cos \psi_i \cdot \sin \psi_i & \sum_{i=1}^n \cos \psi_i \\ \sum_{i=1}^n \cos \psi_i \cdot \sin \psi_i & \sum_{i=1}^n (\sin \psi_i)^2 & \sum_{i=1}^n \sin \psi_i \\ \sum_{i=1}^n \cos \psi_i & \sum_{i=1}^n \sin \psi_i & \sum_{i=1}^n 1 \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 28}$$

Die Abstandsdefinition für einen **Zylinder** ergibt sich aus einer Erweiterung der Definition für den Kreis (Gleichung 27) unter der Annahme, dass der Zylinder nahezu vollständig parallel zur z-Achse des verwendeten Koordinatensystems ausgerichtet ist. Zu den Mittelpunktkoordinaten und dem Radius kommen noch die projizierten, sehr kleinen Achswinkel β_x und β_y (Bild 15) hinzu, welche die jeweilige geringfügige Verkipfung der Zylinderachse gegenüber der entsprechenden Koordinatensystemachse beschreiben [Gei1980, Her2007].

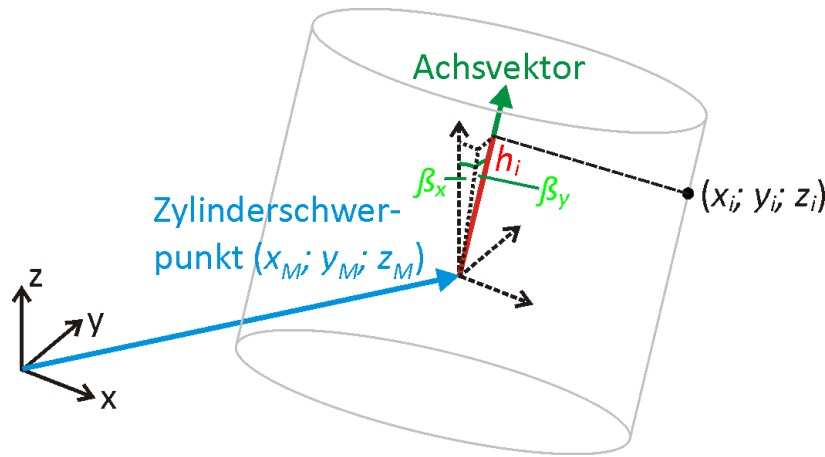


Bild 15: Zylinderbeschreibung mit den Parametern aus der Abstandsdefinition.

Mit diesen Parametern lautet die Abstandsfunction für die einzelnen Messpunkte:

$$\delta_i = \sqrt{(x_i - x_M - \beta_x \cdot h_i)^2 + (y_i - y_M - \beta_y \cdot h_i)^2} - r_0 \quad \text{Gleichung 29}$$

Der Wert h_i stellt dabei den projizierten Abstand zwischen dem Messpunkt i und dem Zylinder-Schwerpunkt entlang der Zylinderachse dar.

Gleichung 30 gibt den entsprechenden Parametervektor \mathbf{l} an:

$$\mathbf{l}^T = (x_M; y_M; \beta_x; \beta_y; r_0) \quad \text{Gleichung 30}$$

Für die Koeffizientenmatrix \mathbf{C} , die sich aus den Forderungen an die partiellen Ableitungen (Gleichung 16) ergibt, folgt analog zum Kreis die Gleichung 31. Zur Übersichtlichkeit wurde auf die Darstellung der Messwertindizes verzichtet [Kra1983] (Herleitung: Abschnitt 13.2).

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} \sum \cos^2 \psi & \sum \cos \psi \sin \psi & \sum h \cos^2 \psi & \sum h \cos \psi \sin \psi & \sum \cos \psi \\ \sum \cos \psi \sin \psi & \sum \sin^2 \psi & \sum h \cos \psi \sin \psi & \sum h \sin^2 \psi & \sum \sin \psi \\ \sum h \cos^2 \psi & \sum h \cos \psi \sin \psi & \sum h^2 \cos^2 \psi & \sum h^2 \cos \psi \sin \psi & \sum h \cos \psi \\ \sum h \cos \psi \sin \psi & \sum h \sin^2 \psi & \sum h^2 \cos \psi \sin \psi & \sum h^2 \sin^2 \psi & \sum h \sin \psi \\ \sum \cos \psi & \sum \sin \psi & \sum h \cos \psi & \sum h \sin \psi & \sum 1 \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 31}$$

3.3.2.2 Fourierreihen-Koeffizienten

Im Sonderforschungsbereich 570 ist die Beschreibung von Ringbauteilen mittels der ausgleichenden (L_2 -Norm) Ersatzelemente Kreis und Zylinder etabliert. Als Parameter finden jedoch nicht nur die Werte von Radius, Mittelpunkt- und Achslage Anwendung. Stattdessen wird die Beschreibung der Bauteile insbesondere hinsichtlich ihrer Form erweitert, indem die lokal variierenden Radien der Zylinder-Mantelflächen durch Fourierreihen approximiert werden. Die resultierenden Fourierreihen-Koeffizienten dienen als weitere quantitative Parameter, mit denen die auftretenden Verzugseffekte beschrieben werden können [Sur2008, Sur2011].

3.3.2.2.1 Definition

Eine Fourierreihe ist als Summe von Sinus- und Kosinusfunktionen mit unterschiedlicher Periodizität definiert, wobei jede der aufsummierten Funktionen mit einem individuellen Gewichtungsfaktor (Fourierreihen-Koeffizienten a_g, b_g) multipliziert wird. In Gleichung 32 ist eine endliche Fourierreihe für einen lokal veränderlichen Kreisradius $r(\psi)$ in Zylinderkoordinaten beschrieben, wobei r_0 den Kreisradius des über die L_2 -Norm bestimmten Ausgleichskreises und q die maximale Ordnung der Fourierreihe darstellt [Zei2013]. Jede Ordnung g der Fourierreihe entspricht einer Verformung des betrachteten Kreises mit g -facher Periode.

$$r(\psi) = \sum_{g=0}^q a_g \cdot \cos(g \cdot \psi) + \sum_{g=1}^q b_g \cdot \sin(g \cdot \psi) \quad \text{mit} \quad a_0 = r_0 \quad \text{Gleichung 32}$$

Werden die $2n+1$ Koeffizienten der Gleichung 32 aus der gleichen Anzahl Stützstellen (Messpunkte $(r_i; \psi_i)$) berechnet, beschreibt die resultierende Funktion $r(\psi)$ die Messpunkte exakt, so dass die Quadratsumme der Abweichungen zwischen Messpunkten und Funktion gleich Null ist. Dieser Fall heißt „trigonometrische Interpolation“. Werden weniger Koeffizienten für die Synthese verwendet, entspricht dies einer Approximation gemäß L_2 -Norm (siehe Gleichung 26) [Her1993].

Für die Beschreibung von Verzugsphänomen an Ringen bietet sich die Verwendung der Amplituden-Phasen-Notation der Fourierreihe an:

$$r(\psi) = c_0 + \sum_{g=1}^q c_g \cdot \sin(g \cdot \psi - \psi_{g0}) \quad \text{mit} \quad c_0 = r_0 \quad \text{Gleichung 33}$$

Sie lässt sich über den Ansatz $a_g = c_g \cdot \sin(\psi_{g0})$ und $b_g = c_g \cdot \cos(\psi_{g0})$ für jede Ordnung g in Gleichung 32 herleiten. Die Berechnung der Gesamtamplituden c_g und der Phasenverschiebungen ψ_{g0} aus den Koeffizienten a_g und b_g ist in Gleichung 34 dargestellt:

$$c_g = \sqrt{a_g^2 + b_g^2} \quad ; \quad \psi_{g0} = \arctan\left(\frac{a_g}{b_g}\right) \quad \text{Gleichung 34}$$

Die Koeffizienten ψ_{g0} beschreiben die jeweilige Phasenlage der Schwingung im Frequenzraum und stehen mit der Lage des Periodenstarts der Verformung auf dem Ringumfang ψ_g^* gemäß Gleichung 35 in Beziehung [Sur2011, Zei2013].

$$\psi_g^* = \frac{\psi_{g0}}{g} \quad \text{Gleichung 35}$$

3.3.2.2 Beispiele

Die Notation bietet die Möglichkeit, die Amplituden und Phasenlagen von einzelnen Ordnungen der Fourierreihe mit Fertigungsparametern zu korrelieren. Ihre Anwendung reicht von der zerspanenden Fertigung [Now2006, Söl2011, Bee2012b] über die Wärmebehandlung [Sur2007, Sur2011] bis hin zu prozessübergreifenden Untersuchungen [Cla2004, Cla2006, Sur2008, Gro2012].

Eine entsprechende Darstellung von Ring-Mantelflächen mittels Fourierreihen ist in den folgenden Bildern (Bild 16 bis Bild 18) illustriert, wobei die Abweichungen von der idealen Zylinderform sowohl farblich codiert als auch räumlich aufgetragen sind.

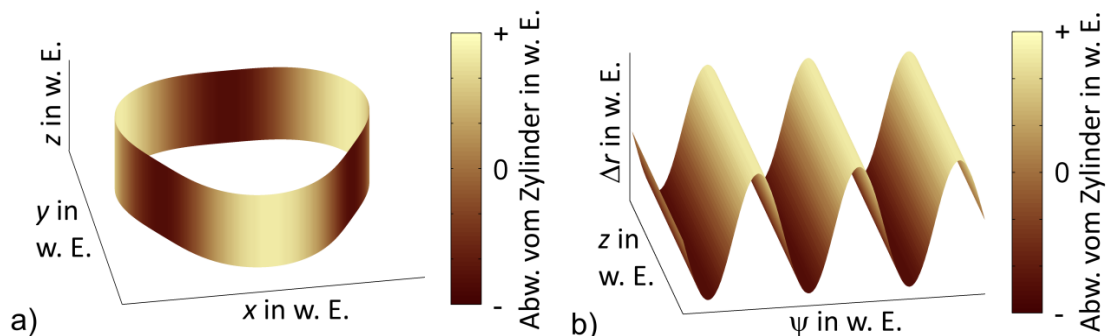


Bild 16: Ring mit periodischer Radiusabweichung der Ordnung 3: a) Überhöht dargestellte Abweichungen der Ringmantelfläche von der idealen Zylinderform; b) Abweichungen Δr dargestellt über der abgewickelten Mantelfläche.

Bild 16a zeigt eine Ringoberfläche, deren Radius über die gesamte Höhe mit einer Periode der Ordnung 3 überlagert ist. Die Abweichungen von der Zylinderform sind überhöht dargestellt. Bild 16b zeigt die abgewickelte Mantelfläche des Rings mit den Abweichungen Δr in radialer Richtung.

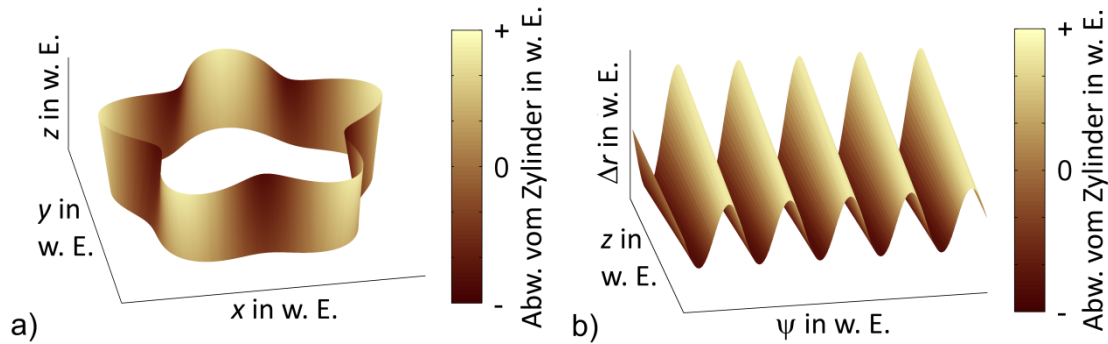


Bild 17: Ring mit axial veränderlicher Radiusabweichung der Ordnung 5: a) Überhöhte Abweichungen vom idealen Zylinder; b) Abweichungen Δr von der abgewickelten Mantelfläche.

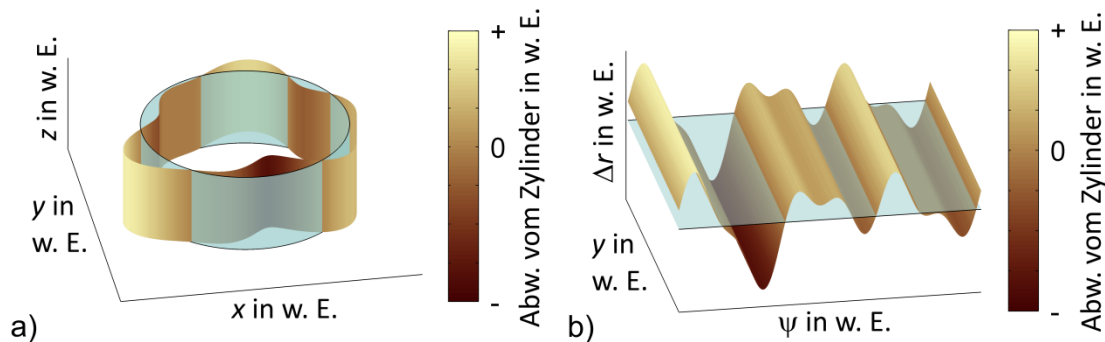


Bild 18: Abweichungen von der Zylinderform als Überlagerung mehrerer Ordnungen: a) idealer Zylinder (transparent) und überhöhte Abweichungen; b) ideale Mantelfläche (transparent) und lokale Radiusabweichungen.

Bild 17 präsentiert einen Ring, dessen Radius in Umfangsrichtung mit einer 5er Periode und in axialer Richtung linear variiert. Ein stark verformter Ring ist in Bild 18 abgebildet. Seine Abweichungen lassen sich durch die Überlagerung mehrerer Ordnungen der Fourierreihe beschreiben und zeigen sich in Bild 18a durch den Unterschied zum idealen, transparent dargestellten Ring.

Neben der Beschreibung der Geometrie des Ersatzelements (Innen- und Außenmantelfläche) lässt sich der Ansatz der Fourierreihen-Approximation auch auf geometrische Größen wie die Ringhöhe und die Ringwanddicke anwenden, um so Aussagen über die winkelabhängige Variation dieser Größen durch Angabe weniger Parameter treffen zu können [Sur2011].

3.3.2.2.3 Berechnung

Die Bestimmung der Koeffizienten der Fourierreihe kann über unterschiedliche mathematische Methoden erfolgen. Bei einer äquidistanten Verteilung der Messpunkte, können die einzelnen Koeffizienten mittel Fast-Fourier-Transformation (FFT) der in Zylinderkoordinaten-Notation vorliegenden Messdaten bestimmt werden. Die sich so ergebenden Koeffizienten entsprechen einer Bestimmung nach der L_2 -Norm [Zei2013]. Liegen die Messpunkte nicht äquidistant über den Ringumfang vor, müssen die Koeffizienten mittels numerischer Approximationsverfahren bestimmt werden [Her1992].

Für beide Verfahren ist die Kosinus-Sinus-Notation gemäß Gleichung 32 vorteilhaft. Insbesondere für die numerische Approximation bietet diese Notation den Vorteil, dass sich numerische Schwierigkeiten aufgrund der Vieldeutigkeit der Phasenlage ψ_{g0} außerhalb des Intervalls $[-\pi; \pi)$ vermeiden lassen.

Für die Bestimmung der besteingepassten Koeffizienten gemäß L_2 -Norm ergibt sich aus Gleichung 32 mit den Bedingungen aus Gleichung 26 und Gleichung 16 ein Gleichungssystem mit der folgenden Koeffizientenmatrix **C** (Herleitung: Abschnitt 13.3)

[Her1992]:

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} \sum 1 & \sum \cos \psi & \sum \sin \psi & \sum \cos 2\psi & \dots & \sum \sin q\psi \\ \sum \cos \psi & \sum \cos^2 \psi & \dots & \dots & \dots & \sum \cos \psi \sin q\psi \\ \sum \sin \psi & \sum \cos \psi \sin \psi & \sum \sin^2 \psi & \dots & \dots & \sum \sin \psi \sin q\psi \\ \sum \cos 2\psi & \sum \cos \psi \cos 2\psi & \dots & \dots & \dots & \sum \cos 2\psi \sin q\psi \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum \sin q\psi & \sum \cos \psi \sin q\psi & \dots & \dots & \dots & \sum \sin^2 q\psi \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 36}$$

Die Summenzeichen kennzeichnen die Summation über alle Messpunkte i und die Komponenten des entsprechenden Lösungsvektors **b** lauten:

$$\mathbf{b}^T = (a_0; a_1; b_1; a_2; b_2; \dots; a_q; b_q) \quad \text{Gleichung 37}$$

3.3.2.2.4 Festlegung verwendeter Ordnungen

Die Beschreibung der Bauteilgeometrie über Fourierreihen-Koeffizienten ermöglicht nicht nur die Erweiterung der Formangabe über einfache Ersatzgeometrien hinaus. Sie kann auch zur Datenverdichtung verwendet werden, um die Anzahl der zu handhabenden Werte im Vergleich zur Messpunktanzahl deutlich zu reduzieren und die Formangabe übersichtlicher zu gestalten. Hierzu ist eine Festlegung der für die Formbeschreibung wesentlichen Fourierreihen-Koeffizienten anhand von bestimmten Kriterien erforderlich, wozu zwei verschiedene Verfahren in Betracht kommen. Die restlichen Koeffizienten werden für die weiteren Analysen dann nicht mehr betrachtet.

Statistische Analyse:

Unter der (meistens zutreffenden) Annahme, dass die Daten einer Messreihe zufällige Anteile aufgrund des Einflusses von Störgrößen aufweisen (siehe Abschnitt 3.4.1), lassen sich die Varianzen und Verteilungsdichten von abgeleiteten Fourierreihen-Koeffizienten analysieren. Dabei zeigt sich, dass die Varianzen unabhängig von der Ordnung des Koeffizienten sind (siehe Abschnitt 3.4.3.4) und zwei verschiedene Verteilungsdichten auftreten. Die Koeffizienten a_g und b_g der Gleichung 32 sind normalverteilt, während die Koeffizienten c_g aus Gleichung 33 Rayleigh-verteilt sind [Rog1988]. Mit der Kenntnis der Verteilungen und dem Wert der Standardabweichung der zufälligen Messdatenanteile σ_z lässt sich ein statistisch begründeter Grenzwert für die Beträge der Koeffizienten definieren. Alle Koeffizienten mit berechneten Beträgen, welche

dem Grenzwert entsprechen oder kleiner sind, können bei einer festgelegten Fehlerwahrscheinlichkeit aus der zufälligen Verteilungsfunktion resultieren, ohne dass eine Periodizität mit entsprechender Ordnung tatsächlich im Profil existiert. Für die Koeffizienten mit Betragswerten oberhalb des Grenzwerts kann somit davon ausgegangen werden, dass jeweils eine Periodizität mit der entsprechenden Ordnung systematisch im gemessenen Profil vorhanden ist [Her1992]. Dementsprechend werden diese Koeffizienten für die Beschreibung der Bauteilform ausgewählt und die anderen vernachlässigt.

Zur Bestimmung der unbekannten Standardabweichung σ_z verwenden Rogazewski und Hernla zwei unterschiedliche Wege. Rogazewski bestimmt die theoretische Wahrscheinlichkeits-Dichteverteilung der zufällig entstehenden Signalanteile. Die Standardabweichung σ_z dieser Verteilung wird anschließend so gewählt, dass die theoretische und die aus den Messdaten erhaltene Dichtefunktion möglichst gut übereinstimmen [Rog1988, Her1990].

Hernla verwendet eine iterative Methode. Er berechnet die Standardabweichung der Abweichungen zwischen den Messdaten und einem synthetisierten Profil (siehe Abschnitt 3.4.3.4) und bestimmt die Fourierreihen-Koeffizienten dieser Abweichungen. Das synthetisierte Profil startet dabei zunächst nur mit dem geometrischen Ersatzelement. Der berechnete Wert der Standardabweichung ist generell größer als die tatsächliche Standardabweichung σ_z der Zufallsanteile, da in den Abweichungen noch bislang bei der Profilsynthese nicht berücksichtigte periodische Anteile vorhanden sind. Alle Fourierreihen-Koeffizienten, die oberhalb des aus der Standardabweichung abgeleiteten Grenzwerts (Unsicherheit der Fourierreihen-Koeffizienten, Gleichung 62) liegen, werden als tatsächlich im Signal vorhanden betrachtet und im nächsten Iterationsschritt bei der Profilsynthese berücksichtigt. Somit reduziert sich in den nächsten Iterationsschritten die berechnete Standardabweichung und damit auch der abgeleitete Grenzwert immer weiter, bis keine weiteren Koeffizienten mehr identifiziert werden, welche für die Profilsynthese zu berücksichtigen sind. An dieser Stelle bricht Hernla die Iteration ab und betrachtet die nun vorliegende Standardabweichung als den korrekten Wert für σ_z [Her1992].

Das Verfahren der „statistischen Analyse“ basiert rein auf statistischen Betrachtungen der Messdaten, ohne dass Kenntnisse über den Fertigungsprozess des Bauteils mit einbezogen werden. Aufgrund der Auswahl einzelner Ordnungen ist das Datenreduktionspotenzial hoch. Die Koeffizienten mit Beträgen unterhalb des Grenzwertes werden als zufällig erzeugt und für die weiteren Berechnungen als nicht vorhanden betrachtet. Bei kleinen Datenmengen können allerdings einzelne Abweichungen die Auswahl der zu verwendenden Ordnungen der Fourierreihe deutlich beeinflussen, so dass die statistische Analyse erst bei größeren Datensätzen sinnvoll angewendet werden kann.

Filterung aufgrund prozessbedingter Randbedingungen:

Die Festlegung der zu betrachtenden Ordnungen einer Fourierreihe kann auch anhand der bekannten Formbeeinflussungen des Fertigungsprozesses erfolgen. Treten bei einer Bearbeitung beispielsweise nur Verformungen der Ordnung 2 und 3 durch das Einspannen des Bauteils in einem Spannfutter auf, sind nur diese für die Profilsynthese zu berücksichtigen. Im Sonderforschungsbereich 570 traten aufgrund der Verwendung von Gasdüsenfeldern zum Abschrecken der Bauteile in der Wärmebehandlung Verformungen bis zur maximal 12. Ordnung auf [Sch2004, Lüt2012].

Prinzipiell gilt, dass die Terme der Fourierreihe mit verschiedenen Ordnungen ein orthonormales Funktionssystem bilden, so dass alle Terme der Reihe linear unabhängig voneinander sind [Zei2013]. Demzufolge kann in erster Näherung davon ausgegangen werden, dass ein Fertigungsprozess mit einem Einfluss auf eine oder mehrere bestimmte Ordnungen keine andere Ordnung der Bauteilform verändert. Somit sind an Bauteilen, die schon mehrere Fertigungsprozesse mit unterschiedlichen Verformungseinflüssen durchlaufen haben, nur die Ordnungen zu berücksichtigen, die in den einzelnen Prozessen auftreten. Beeinflussen zwei Prozesse die gleiche Ordnung überlagern sich ihre Einflüsse gemäß der vektoriellen Addition [Zei2013].

Die Auswahl von definierten Ordnungen ist aufgrund des orthonormalen Funktionssystems möglich und entspricht einer Filterung der Daten, welche die Anteile der nicht berücksichtigten Ordnungen im synthetisierten Profil unterdrückt.

Auch bei diesem Verfahren ist eine hohe Datenreduktionsrate möglich, da ebenfalls einzelne Ordnungen ausgewählt werden. Aufgrund der Fertigungsorientierung können jedoch Ordnungen fälschlicherweise nicht berücksichtigt werden, wenn ihre Beeinflussung durch den Prozess nicht bekannt ist.

3.4 Unsicherheitsbestimmung

Jeder Prüfprozess unterliegt Störeinflüssen, die zu ungewollten Veränderungen des Messergebnisses (Messabweichungen) führen [Har1987]. Die Angabe des Zahlenwerts des Messergebnisses (inkl. Einheit) allein ist ungenügend, da sie keine Aussage zur Beeinflussung des angegebenen Werts durch die Störeinflüsse beinhaltet. Die Güte oder Zuverlässigkeit der Messung lässt sich nur dann beurteilen, wenn zusätzlich Informationen zum möglichen Einfluss der Störgrößen gegeben werden.

Hierzu hat sich die Angabe der **Messunsicherheit** bewährt, deren Bestimmung in der DIN-Norm 13005 „Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen“ festgelegt wurde: „(Mess)unsicherheit: Dem Messergebnis zugeordneter Parameter, der die Streuung der Werte kennzeichnet, die vernünftigerweise der Messgröße zugeordnet werden könnte“ [DIN13005:1999].

3.4.1 Störeinflüsse, Messabweichungen, Messergebnis

Einige der Störeinflüsse, die das Messergebnis verändern, lassen sich messtechnisch erfassen und ihre Wirkungen auf die Messgröße sind bekannt. Die aus ihnen resultierenden Messabweichungen werden als systematisch bezeichnet. Sie sind durch die Addition eines Korrektionswerts K oder die Anwendung eines Korrektionsfaktors nachträglich (bis zu einem gewissen Grad) kompensierbar [DIN13005:1999, VDA2011]. Beispielsweise ist die gemessene Länge eines Bauteils rechnerisch zu korrigieren, wenn eine Messabweichung durch die temperaturbedingte Längsdehnung des Bauteils auftritt. Hierzu muss jedoch zusätzlich zu der Bauteillänge noch die Differenz der Bauteiltemperatur von der Solltemperatur messtechnisch erfasst werden und der thermische Ausdehnungskoeffizient des Bauteils bekannt sein. Aufgrund der Unsicherheiten bei der Ermittlung dieser zusätzlichen Größen ist auch der Korrektionswert K mit einer Unsicherheit behaftet, die bei der Unsicherheitsbestimmung der Länge zu berücksichtigen ist.

Andere Störquellen sind unbekannt, in ihrer Größe während des Messprozesses nicht erfassbar oder ihre Wirkungsweise auf das Messergebnis ist unklar. Dies gilt insbesondere für prozessnahe Messungen im Fertigungsumfeld, in dem sich störende Einflüsse weit weniger minimieren oder ausschließen lassen, als in einem (klimatisierten) Messlabor. Diese Störeinflüsse führen bei wiederholten Messungen zu nicht vorhersehbaren Variationen des Ergebnisses, wobei der Erwartungswert dieser zufälligen Messabweichungen Null ist. Da der Abweichungswert bei jeder einzelnen Messung nicht exakt bekannt ist, lässt sich der Einfluss der verantwortlichen Störgrößen nicht durch die Anwendung einer Korrektion minimieren [DIN13005:1999, Adu2000].

Die Tatsache, dass Messabweichungen bei prinzipiell jeder Messung zu erwarten sind, führt dazu, dass das vollständige Messergebnis y neben dem korrigierten Messwert $Y-K$ der Messgröße eine Abschätzung der Unsicherheit U dieses Werts aufgrund der aufgetretenen Störeinflüsse sowie einen Grad des Vertrauens P für die Unsicherheitsangabe umfasst [DIN13005:1999].

$$y = Y - K \pm U(Y, P) \quad \text{Gleichung 38}$$

Die Unsicherheit U kann auf verschiedene Arten angegeben werden. Die Norm DIN13005 empfiehlt den Ausdruck als Standardabweichung und benennt diese Angabe „Standardunsicherheit“ u [DIN13005:1999]. Da bei der Angabe von Unsicherheiten immer angenommen wird, dass es sich bei der zugrunde liegenden Messwertverteilung um eine Normalverteilung handelt und die Anzahl der Messungen gegen unendlich geht, ist die Angabe als Standardabweichung mit einem Grad des Vertrauens von $P \approx 68,27\%$ verbunden. Es ist also davon auszugehen, dass bei Mehrfachmessungen grob zwei Drittel aller Messwerte in dem Intervall mit der Halbbreite der Standardunsicherheit u um den geschätzten Wert (Mittelwert) der Messgröße verteilt liegen [DIN13005:1999, Adu2000, VDA2011].

Um einen höheren Anteil an Messwerten im angegebenen Unsicherheitsintervall zu erreichen, kann die erweiterte Messunsicherheit U angegeben werden, deren Wert sich aus der Standardunsicherheit und einem Erweiterungsfaktor k ergibt [DIN13005:1999]:

$$U = k \cdot u \quad \text{Gleichung 39}$$

Beispielsweise liegen ca. 95,45 % der Werte der Normalverteilung innerhalb des Intervalls der zweifachen Standardabweichung. Analog dazu ergibt sich ein prozentualer Grad des Vertrauens von $P \approx 95,45 \%$ für die erweiterte Unsicherheit $U = 2 \cdot u$. Der Zusammenhang zwischen prozentualem Grad des Vertrauens P und dem zugehörigen Erweiterungsfaktor k lässt sich durch Integration der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion der Normalverteilung bestimmen und ist in diversen Werken tabelliert (VDA2011, Wei1999).

3.4.2 Unsicherheit unabhängiger Messgrößen

Ist eine Messgröße unmittelbar mit einem Messverfahren bestimmbar, kann die zugehörige Standardunsicherheit gemäß DIN 13005 über zwei verschiedene Methoden ermittelt werden.

Die Methode A basiert auf der statistischen Analyse von Mehrfachbeobachtungen. Es kann dabei in der Regel davon ausgegangen werden, dass die beobachteten Schwankungen der erfassten Werte aufgrund von zufälligen Störeinflüssen (siehe oben) auftreten und durch mehrere Störquellen beeinflusst werden. Die einzelnen Messabweichungen jeder dieser Störquellen addieren sich, so dass die resultierende Verteilungsfunktion der Messabweichung eine Überlagerung der verschiedenen Verteilungsfunktionen der Abweichungen der Störquellen darstellt. Für die Überlagerung von mehreren verschiedenen Verteilungsfunktionen kann gemäß dem zentralen Grenzwertsatz angenommen werden, dass die resultierende Verteilungsfunktion eine Normalverteilung ist [Zei2013].

Demzufolge kann die **empirische Standardabweichung** s als Schätzwert für die Standardabweichung σ der Verteilungsfunktion der Messungen aus den gemessenen Daten x_i bestimmt werden:

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - x_D)^2} \quad \text{Gleichung 40}$$

Diese stellt ein Maß für die Streuung der Messdaten um den Mittelwert x_D der Messungen dar, der als bester Schätzwert für die Messgröße gilt:

$$x_D = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad \text{Gleichung 41}$$

Um die Unsicherheit der Messgröße angeben zu können, ist die Streuung der einzelnen Messdaten um den Mittelwert x_D nicht geeignet. Stattdessen muss die **empirische Standardabweichung des Mittelwerts** s_D bestimmt werden, da nur sie eine quantitative Angabe darüber darstellt, wie gut der Mittelwert die Messgröße schätzt. Sie entspricht der Standardunsicherheit u der Messgröße für die durchgeführte Messung:

$$u = s_D = \frac{s}{\sqrt{n}} = \sqrt{\frac{1}{n(n-1)} \sum_{i=1}^n (x_i - x_D)^2} \quad \text{Gleichung 42}$$

Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Schätzung der Standardabweichung σ durch die empirische Standardabweichung s gemäß Gleichung 40 nur bei einer ausreichend großen Stichprobe korrekt ist. Mit sinkender Anzahl von Messwerten n wird diese Schätzung immer unsicherer und tendenziell zu klein. Dieser Effekt ist gegebenenfalls durch Multiplikation der empirischen Standardabweichung mit einem Korrekturfaktor zu berücksichtigen, der sich aus der t-Verteilung ableitet (Gleichung 43). Die Größe des Faktors ist abhängig von der Anzahl ν der Freiheitsgrade der Messung und der gewählten statistischen Sicherheit $P = 1 - \alpha$ (α : gewählte Fehlerwahrscheinlichkeit).

$$u^{korr} = s_M \cdot t_{1-\frac{\alpha}{2}, \nu} \quad \text{Gleichung 43}$$

Im Fall der Methode A bestimmt sich die Anzahl der Freiheitsgrade ν aus der Anzahl der unabhängigen Beobachtungen n der Messung und ist bei der Angabe der Unsicherheit mit zu nennen [DIN13005:1999]:

$$\nu = n - 1 \quad \text{Gleichung 44}$$

Die Methode B umfasst alle anderen möglichen Arten der Beurteilung der Unsicherheit einer Messung. In DIN 13005 ist definiert: „wird ... die Standardunsicherheit u durch eine wissenschaftliche Beurteilung ermittelt, die sich auf alle verfügbaren Informationen über die möglichen Streuung (der Messwerte) gründet“ [DIN13005:1999]. Zu den Informationen können z.B.

- schon bestehende Erkenntnisse zum Messverfahren und zum Messstück (auch aus schon vorliegenden, ausgewerteten Messreihen);
- Daten von Kalibrierscheinen
- Angaben von Messgeräteherstellern

gehören.

Dabei kann nicht erwartet werden, dass alle Angaben sich auf eine Normalverteilung beziehen oder dass sie im Sinne der Norm vollständig sind. Beispielsweise kann die Messunsicherheit als Intervall angegeben sein, in dem die Werte gleichverteilt sind und immer innerhalb des Intervalls liegen. Um eine solche Angabe auf eine Standardunsicherheit gemäß der Norm zurückzuführen, definiert DIN 13005 verschiedene Vorgehensweisen zu ihrer Umrechnung [DIN13005:1999].

3.4.3 Unsicherheit abhängiger Größen

Für eine Größe y , die sich nur mittelbar aus den q Werten anderer Größen x_1, \dots, x_q (Eingangsgrößen) über einen funktionalen Zusammenhang f bestimmen lässt (y : abhängige Größe), ist ihre Unsicherheit u aus den Unsicherheitswerten der Eingangsgrößen durch Kombination zu ermitteln (Fortpflanzung von Unsicherheiten) [DIN13005:1999].

3.4.3.1 Allgemein

Im allgemeinen Fall kann dabei nicht davon ausgegangen werden, dass alle Eingangsgrößen unabhängig voneinander oder unkorreliert sind. Daher sind für die Unsicherheitsbetrachtung neben den geschätzten Unsicherheiten der Eingangsgrößen $u(x_j)$ auch deren (geschätzte) Kovarianzen $u(x_j, x_m)$ zu verwenden. Zur Berechnung der kombinierten Standardunsicherheit u der gesuchten Größe y wird die Funktion f durch eine Taylor-Reihe 1. Ordnung angenähert [DIN13005:1999]. Daraus ergibt sich die folgende Gleichung 45 für die Fortpflanzung von Unsicherheiten, in welcher die geschätzten Standardunsicherheiten und Kovarianzen der Eingangswerte sowie der Werte der partiellen Ableitungen $\partial f / \partial x_j$ an der Position der Schätzwerte (Mittelwerte) der Eingangsgrößen (x_j und x_m) zur Berechnung verwendet werden.

$$u = \sqrt{\sum_{j=1}^q \sum_{m=1}^q \frac{\partial f}{\partial x_j} \frac{\partial f}{\partial x_m} u(x_j, x_m)} \quad \text{Gleichung 45}$$

$$= \sqrt{\sum_{j=1}^q \left(\frac{\partial f}{\partial x_j} \right)^2 u^2(x_j) + 2 \sum_{j=1}^{q-1} \sum_{m=j+1}^q \frac{\partial f}{\partial x_j} \frac{\partial f}{\partial x_m} u(x_j, x_m)}$$

Die Kovarianzen $u(x_j, x_m)$ lassen sich über die Kovarianzmatrix \mathbf{W} bzw. die Gewichtsmatrix \mathbf{G} (Gleichung 19) bestimmen. Sie entsprechen den jeweiligen Nebendiagonalelementen der Matrix \mathbf{G} (Gleichung 46):

$$u(x_j, x_m) = g_{jm} \quad \text{Gleichung 46}$$

Um auf die Berechnung von Kovarianz-Werten verzichten zu können, kann die Gleichung 45 auch über Korrelationskoeffizienten ρ_{jm} ausgedrückt werden (Gleichung 47). Sie beschreiben den Grad der Korrelation zwischen zwei Größen als Zahl zwischen -1 und 1 ($\rho = 0$: keine Korrelation vorhanden, $\rho = \pm 1$: Größen vollständig korreliert) [Her1992, Zei2013].

$$u = \sqrt{\sum_{j=1}^q \left(\frac{\partial f}{\partial x_j} \right)^2 u^2(x_j) + 2 \sum_{j=1}^{q-1} \sum_{m=j+1}^q \frac{\partial f}{\partial x_j} \frac{\partial f}{\partial x_m} u(x_j) \cdot u(x_m) \cdot \rho_{jm}} \quad \text{Gleichung 47}$$

Auch der Korrelationskoeffizient ρ_{jm} zwischen den beiden Eingangsgrößen x_j und x_m kann aus Elementen der Kovarianzmatrix \mathbf{W} errechnet werden [Har1987]:

$$\rho_{jm} = \frac{g_{jm}}{\sqrt{g_{jj} \cdot g_{mm}}} \quad \text{Gleichung 48}$$

Die Bestimmung des Korrelationskoeffizienten ρ_{jm} der Mittelwerte x_{jD} und x_{mD} zweier Größen x_j und x_m kann alternativ auch empirisch erfolgen. Hierzu werden n gleichzeitige Beobachtungen der beiden Größen durchgeführt und die Standardabweichungen der Mittelwerte $s_D(x_j)$ und $s_D(x_m)$ sowie ihre Kovarianz $s_D(x_j, x_m)$ miteinander verrechnet [Her1992]:

$$\rho_{jm} = \frac{s_D(x_j, x_m)}{s_D(x_j) \cdot s_D(x_m)} = \frac{\frac{1}{n(n-1)} \sum_{i=1}^n (x_{ji} - x_{jD})(x_{mi} - x_{mD})}{\sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_{ji} - x_{jD})^2} \cdot \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_{mi} - x_{mD})^2}} \quad \text{Gleichung 49}$$

Sind alle Eingangsgrößen in Gleichung 45 unkorreliert beziehungsweise unabhängig voneinander, so entfällt der Kovarianzen-Term und sie vereinfacht sich zu [Har1987]:

$$u = \sqrt{\sum_{j=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_j} \right)^2} u^2(x_j) \quad \text{Gleichung 50}$$

Die Bestimmung von Form- und Maßparametern aus geometrischen Messpunkten entspricht der Ermittlung von abhängigen Größen. In den folgenden Abschnitten ist daher die Anwendung von Gleichung 45 und Gleichung 50 für die Ermittlung der Parameter von Ersatzelementen sowie für die Unsicherheit von daraus synthetisierten Punktprofilen, die im Rahmen dieser Arbeit verwendet werden, weiter beschrieben.

3.4.3.2 Unsicherheit von Kreisparametern

Bei der zweidimensionalen Messung eines Kreises mit n Messpunkten ergeben sich die in Gleichung 51 dargestellten Koeffizienten der Matrix **C** (vergleiche 3.3.2.1, Gleichung 28), wenn die Messpunkte äquidistant verteilt sind:

$$c_{11} = c_{22} = \frac{n}{2} ; \quad c_{33} = n \quad \text{Gleichung 51}$$

Der Lösungsvektor **l** besteht dabei aus den Koordinaten des Kreismittelpunkts (x_M, y_M) und dem Kreisradius r_0 [Lot 1981, Lot1983].

Die Nebendiagonalelemente in **C** verschwinden aufgrund der Äquidistanz der Messpunkte. Somit sind die Korrelationskoeffizienten zwischen den einzelnen Parametern des Lösungsvektors gemäß Gleichung 48 Null und es kann Gleichung 50 zur Berechnung der Unsicherheit der Kreispunkte verwendet werden.

Gemäß den Gleichungen 19 und 20 ergeben sich für die Standardabweichungen der approximierten Kreisparameter die folgenden Resultate:

$$\sigma_{x_M} = \sigma_{y_M} = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot \sigma \quad ; \quad \sigma_{r_0} = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad \text{Gleichung 52}$$

Wenn die Standardabweichung σ der Messung nicht bekannt ist, muss sie über die empirische Standardabweichung s der Abweichungen δ_i (siehe Gleichung 27) geschätzt werden, wobei die Anzahl $\nu = 3$ der approximierten Freiheitsgrade im Nenner zu berücksichtigen ist [Her1993]:

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \delta_i^2}{n-3}} \quad \text{Gleichung 53}$$

Da die erfassten Messpunkte nur eine Stichprobe darstellen, muss noch der Korrekturfaktor $t_{1-\alpha/2, n-3}$ für die Unsicherheit der Schätzung der Standardabweichung (t-Verteilung) berücksichtigt werden (siehe Gleichung 43). Damit ergibt sich für die Berechnung der Unsicherheiten der Kreisparameter aus den Abweichungen δ_i :

$$u(x_M) = u(y_M) = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-3} \quad ; \quad u(r_0) = \frac{1}{\sqrt{n}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-3} \quad \text{Gleichung 54}$$

Wird aus diesen Parametern ein Kreisprofil synthetisiert, ist Gleichung 50 aufgrund der nicht vorhandenen Korrelation zwischen den Kreisparametern anzuwenden. Für die Unsicherheit eines Punkts an der Winkelposition ψ gilt somit:

$$u(\psi) = \sqrt{u^2(r_0) + (u(x_M) \cdot \cos \psi)^2 + (u(y_M) \cdot \sin \psi)^2} = \sqrt{\frac{3}{n}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-3} \quad \text{Gleichung 55}$$

3.4.3.3 Unsicherheit von Zylinderparametern

Bei Messung eines Zylinders auf n_E Ebenen (Kreisprofile mit jeweils n_P Messpunkten auf den z-Positionen z_j) ergeben sich für die Koeffizienten der Matrix **C** (vergleiche 3.3.2.1, Gleichung 31) ähnliche Einträge wie für den Kreis in Gleichung 51, wenn die Kreisprofile äquidistant um den Schwerpunkt des Zylinders (x_M, y_M, z_M) verteilt liegen und die Messpunkte auf jedem Kreisprofil ebenfalls äquidistant verteilt sind:

$$c_{11} = c_{22} = n_E \frac{n_P}{2} = \frac{n}{2} \quad ; \quad c_{33} = c_{44} = \frac{n_P}{2} \sum_{j=1}^{n_E} (z_j - z_M)^2 \quad ; \quad c_{55} = n \quad \text{Gleichung 56}$$

Die Reihenfolge der Parameter im Lösungsvektor **I** ist dabei:

1. x-Koordinate des Schwerpunkts x_M
2. y-Koordinate des Schwerpunkts y_M
3. projizierter Winkel zur x-Achse β_x
4. projizierter Winkel zur y-Achse β_y
5. Zylinderradius r_0

Wie beim Kreis (siehe Abschnitt 3.4.3.2) kann Gleichung 50 zur Berechnung der Unsicherheit der Oberflächenpunkte des Zylinders verwendet werden, da alle Elemente der Nebendiagonale der Matrix **C** Null sind und somit keine Korrelationen zwischen den Parametern bestehen. Somit folgt Gleichung 57 für die Standardabweichungen der approximierten Zylinderparameter [Her1992].

$$\sigma_{x_M} = \sigma_{y_M} = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot \sigma \quad ; \quad \sigma_{\beta_x} = \sigma_{\beta_y} = \sqrt{\frac{2}{n_p \cdot \sum_{j=1}^{n_E} (z_j - z_M)^2}} \cdot \sigma \quad ; \quad \sigma_{r_0} = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad \text{Gleichung 57}$$

Die empirische Standardabweichung s kann wie in Gleichung 53 berechnet werden, wobei in diesem Fall $\nu = 5$ Freiheitsgrade zu berücksichtigen sind. Für die Unsicherheiten der Zylinderparameter ergibt sich daraus mit dem Korrekturfaktor $t_{1-\alpha/2, n-5}$ (siehe Gleichung 43) die Gleichung 58.

$$u(x_M) = u(y_M) = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-5} \quad ; \quad u(r_0) = \frac{1}{\sqrt{n}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-5}$$

$$u(\beta_x) = u(\beta_y) = \sqrt{\frac{2}{n_p \cdot \sum_{j=1}^{n_E} (z_j - z_M)^2}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-5} \quad \text{mit } s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \delta_i^2}{n-5}} \quad \text{Gleichung 58}$$

3.4.3.4 Unsicherheit von Fourierreihen-Koeffizienten

Werden die lokalen Radien eines gemessenen Kreisprofils $r_{i, \text{gemessen}}(\psi)$, das Abweichungen vom idealen Kreis aufweist, durch die Koeffizienten a_g und b_g einer Fourierreihe gemäß Gleichung 32 beschrieben, ergibt sich ein Gleichungssystem wie in Abschnitt 3.3.2.1 beschrieben. Für die Standardabweichungen der Fourierreihen-Koeffizienten folgt Gleichung 59, die sich aus den Gleichungen 36, 19 und 20 ergibt:

$$\sigma(a_g) = \sigma(b_g) = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot \sigma \quad \text{Gleichung 59}$$

Dabei wird davon ausgegangen, dass

- die Koeffizienten normalverteilt sind;
- der Kreis mit n Messpunkten äquidistant erfasst ist, wodurch die Korrelationskoeffizienten der Koeffizienten untereinander Null sind;
- σ die (unbekannte) Standardabweichung der Abweichungen zwischen der Fourierreihe und den Messpunkten angibt;
- die Fourierreihe eine maximale Ordnung q aufweist [Her1992].

Die Abweichung δ_i jedes einzelnen Messpunkts i berechnet sich gemäß Gleichung 60.

$$\delta_i = r_{i,\text{gemessen}} - r_{i,\text{berechnet}}$$

$$\delta_i = r_{i,\text{gemessen}} - \left(\sum_{g=0}^q a_g \cdot \cos(g \cdot \psi) + \sum_{g=1}^q b_g \cdot \sin(g \cdot \psi) \right) \quad \text{Gleichung 60}$$

Auch in diesem Fall ist die Standardabweichung σ der Messung durch die empirische Standardabweichung s zu schätzen (siehe Abschnitt 3.4.3.2), wenn sie nicht aus anderen Quellen bekannt ist. Die Anzahl ν der Freiheitsgrade ergibt sich aus der Anzahl n der Messwerte und der Anzahl q der festgelegten Fourierreihen-Ordnungen:

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \delta_i^2}{n - (2 \cdot q + 1)}} \quad \text{Gleichung 61}$$

Genau wie in Gleichung 43 muss der Korrekturfaktor $t_{1-\alpha/2, n-(2q+1)}$ für die Unsicherheit der Schätzung der Standardabweichung berücksichtigt werden, so dass sich für die Unsicherheiten der Fourierreihen-Koeffizienten a_g und b_g die Gleichung 62 ergibt. Auch für den Amplitudenwert c_g (aus der Amplituden-Phasen-Notation gemäß Gleichung 33) ist die Unsicherheit wie für die Koeffizienten a_g und b_g zu berechnen [Her1993].

$$u(a_g) = u(b_g) = u(c_g) = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-(2q+1)} \quad \text{Gleichung 62}$$

Die Unsicherheit der Phasenlage (Gleichung 63) folgt über die Fortpflanzung von Unsicherheiten aus den Unsicherheiten $u(a_g)$ und $u(b_g)$ zu:

$$u(\psi_{g0}) = \frac{1}{c_g} \cdot u(c_g) \quad \text{Gleichung 63}$$

Bei einem aus den $2q+1$ Fourierreihen-Koeffizienten berechneten Punkt eines synthetisierten Profils ist der Unsicherheitsbetrag gemäß der Gleichung 50 (unkorrelierte Parameter) zu bestimmen, da die Nebendiagonalelemente der Bestimmungsgleichungsmatrix \mathbf{C} alle gleich Null sind. Dies führt zur Gleichung 64.

$$u(\psi) = \sqrt{\sum_{g=0}^q (u(a_g) \cdot \cos(g \cdot \psi))^2 + \sum_{g=1}^q (u(b_g) \cdot \sin(g \cdot \psi))^2} \quad \text{Gleichung 64}$$

Unter Verwendung der Gleichung 62 folgt daraus Gleichung 65, die Ähnlichkeiten zur Unsicherheit für ein Kreisprofil (Gleichung 55) aufweist. Besonders auffällig ist dabei die Tatsache, dass $2q+1$ Koeffizienten in die Berechnung einfließen und das Ergebnis nur dem $(q+1)^{0,5}$ -fachen des Unsicherheitsbetrags eines einzelnen Koeffizienten entspricht.

$$\begin{aligned}
 u(\psi) &= \sqrt{\sum_{g=0}^q \frac{2}{n} \cdot \cos^2(g \cdot \psi) + \sum_{g=1}^q \frac{2}{n} \cdot \sin^2(g \cdot \psi) \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-(2 \cdot q+1)}} \\
 &= \sqrt{(q+1) \cdot \frac{2}{n} \cdot s \cdot t_{1-\alpha/2, n-(2 \cdot q+1)}}
 \end{aligned}$$

Gleichung 65

3.4.4 Unsicherheitsbudget

Da alle Eingangsgrößen einen Beitrag zur Unsicherheit ihrer abhängigen Größe addieren, kann es bei komplexen Abhängigkeiten zu einer großen Zahl von Beiträgen kommen.

Um eine bessere Übersicht über die einzelnen Beiträge zu erhalten, wird empfohlen die Unsicherheitsbeiträge jeder Eingangsgröße in einer tabellarischen Übersicht (Unsicherheitsbudget) zeilenweise darzustellen [z. B. DIN13005:1999, VDA2011, Die2014].

Die publizierten Übersichten sind nicht standardisiert, sondern variieren leicht. Für den Einsatz in dieser Arbeit wird eine Tabelle verwendet, welche die folgenden, wesentlichen Angaben aus den erwähnten, publizierten Tabellen beinhaltet.

- Benennung des Unsicherheitsbeitrags
- Quelle
- Methode
- Verteilung
- Wert der Standardunsicherheit
- Gleichungsnummer
- Wert des erweiterten Unsicherheitsbeitrags

Am Ende der Tabelle folgen in einer Zeile die Angabe der kombinierten Unsicherheit aller Beiträge und in einer zweiten Zeile die Angabe der erweiterten, kombinierten Unsicherheit.

Mit der Angabe der Informationen in einer solchen Tabelle wird der Forderung Rechnung getragen, alle für die Nachvollziehbarkeit der Unsicherheitsbestimmung erforderlichen Informationen übersichtlich bereit zu stellen [DIN13005:1999].

Die Übersicht bietet zudem die Möglichkeit, diejenigen Eingangsgrößen zu identifizieren, die für die höchsten Zuwächse der Unsicherheit der abhängigen Größe verantwortlich sind. Sind diese bekannt, können der Fertigungsprozess und der Messprozess hinsichtlich einer Verringerung dieser Beiträge optimiert werden.

4 Rahmenbedingungen

Die Randbedingungen für die Entwicklung des Messsystems ergeben sich nicht nur aus der Aufgabenstellung, sondern auch aus den technischen und örtlichen Rahmenbedingungen des Einsatzortes, den Abmessungen der zu messenden Bauteile und den technischen Spezifikationen des die Messdaten verarbeitenden Qualitätsregelkreises.

4.1 Verwendete Ringe

Die in den Kompensations-Untersuchungen des Sonderforschungsbereichs verwendeten Ringe sind aus Rohren des Stahls 100Cr6 gefertigt. Die Rohre für diese Ringe stammen aus einer Stahlcharge und wurden vor der Zerspanung gleichartig behandelt (warmgewalzt und spannungsarm gegläht), so dass keine nennenswerten Materialvariationen zum Zeitpunkt der Messungen zwischen den Ringgruppen zu erwarten sind. Tabelle 3 gibt die Maße der Ringe für die unterschiedlichen Bearbeitungszustände beim Zerspanen an.

Bearbeitungs- zustand	Höhe in mm	Innendurchmesser in mm	Außendurchmesser in mm
gesägt	35,0	129,7	153,6
innen bearbeitet	30,0	133,0	153,2
komplett bearbeitet	26,0	133,0	145,0

Tabelle 3: Ringmaße der Bearbeitungszustände beim Zerspanen.

4.2 Fertigungsumgebung

4.2.1 Zerspanzentrum

Für die Ringfertigung kommt eine Vertikaldrehmaschine INDEX V250 mit Werkzeugrevolver und Schleifoption zum Einsatz (Bild 19). Die Spindel dieses Zerspanzentrums ist auf zwei Translationsachsen gelagert. Somit erzeugt die Maschine die Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug in Achs- und Querrichtung des Werkstücks durch das entsprechende Positionieren der Spindel. Die NC-Steuerung der Maschine kann demnach verwendet werden, um die zu messenden Ringe während des Bearbeitungs-

zyklus regelmäßig vor dem entwickelten Messsystem zu positionieren. Während der spanenden Bearbeitung im Rahmen der Untersuchungen kommt eine Öl-Wasser-Emulsion mit Additiven als Kühlschmierstoff zum Einsatz. Das Zerspanzentrum bietet mehrere Auslässe zum Anschließen der Schläuche von Kühlschmierstoffdüsen an. Diese sind im Arbeitsraum verteilt positioniert und je nach Bedarf einzeln ansteuerbar.



Bild 19: Für die experimentellen Untersuchungen eingesetztes Zerspanzentrum [Ind2009].

Die Untersuchungen an den Ringen erfolgen ausschließlich bei der Bearbeitung der Ring-Außenseite. Hierzu kommen drei verschiedene Innen-Spannmittel zum Einsatz, welche den Ring unterschiedlich stark während der Bearbeitung verformen. Ein Spanndorn mit einem Spanndurchmesser von 133 mm dient als optimales Innen-Spannmittel (Bild 20a).

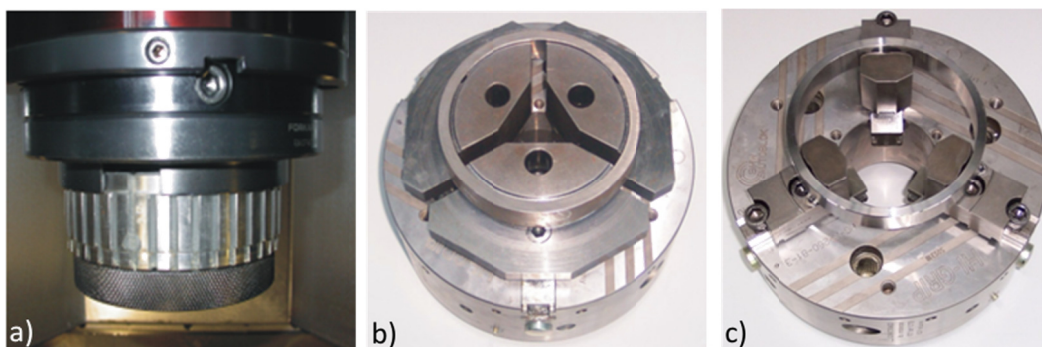


Bild 20: Für die Ringbearbeitung im Zerspanzentrum eingesetzte Innen-Spannmittel:

a) Spanndorn (ohne Ring) [Bee2013]; b) Segmentbacken (inkl. Ring) [Bee2012b];

c) Greiferbacken (inkl. Ring) [Bee2012b]

Bei seinem Einsatz sind aufgrund der großflächigen Kontaktzone zum Bauteil und der nahezu gleichmäßigen Kraftverteilung die geringsten elastischen Verformungen der Ringe zu erwarten. Als zweites Spannmittel steht ein Dreibackenfutter mit Segmentbacken zur Verfügung (Bild 20b). Es spannt die Ringe ebenfalls mit einer großflächigen Kontaktzone, kann aber keine so gleichmäßige Krafteinbringung wie der Spanndorn realisieren. Beim dritten Spannmittel handelt es sich um ein Dreibackenfutter mit Greiferbacken (Bild 20c). Diese haben nur eine geringe Kontaktzone zum Bauteil (wenige Quadratzentimeter), können es aber aufgrund der Tatsache spannen, dass sich die „Greifer“ leicht in die Ringoberfläche eindrücken.

Die Maschine ist mit einer zusätzlichen digitalen Rotationswinkelerfassung ausgerüstet, welche die aktuelle Spindelposition mit einer Auflösung von $2,5^\circ$ erfasst. Durch einen Interpolationsalgorithmus lässt sich dieser Wert bei nahezu konstanter Rotationsgeschwindigkeit zuverlässig auf ca. $0,25^\circ$ mit einer Unsicherheit von $<1^\circ$ reduzieren [Dij2007].

4.2.2 Schnelle Werkzeug-Verstelleinheit

Die schnelle Werkzeug-Verstelleinheit (Fast-Tool-Servo) ist eine Eigenentwicklung der Universität Bremen, die sich separat in den Arbeitsraum des Zerspanzentrums einbauen lässt (Bild 21). Sie ist entwickelt worden, da die Maschinenachsen des Zerspanzentrums zu langsam für die rotationswinkelabhängige Schnitttiefenanpassung während des Drehprozesses sind. Hierzu ist eine hohe Beschleunigung des Werkzeugs bei gleichzeitig gleichbleibender Positionierungsunsicherheit erforderlich [Dij2007].

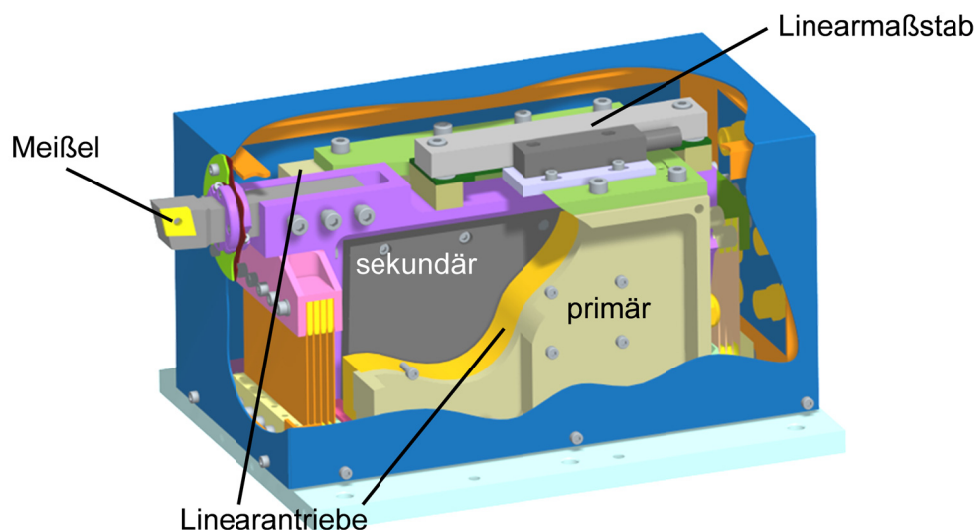


Bild 21: Schemazeichnung der schnellen Werkzeug-Verstelleinheit [Dij2007].

Die Einheit ist vollständig gegen das Eindringen von Flüssigkeiten abgedichtet und besteht hauptsächlich aus zwei vertikal positionierten Linearmotoren, deren Primärteile mit einer Grundplatte verschraubt sind. Die Sekundärteile, welche die schnelle Werk-

zeugbewegung erzeugen, sind mit einer Platte verbunden, an deren Ecke sich eine Halterung für den Drehmeißel befindet.

In Bild 21 ist zu erkennen, dass die Platte neben den Linearmotoren durch zwei Blattfederpakete gelagert und geführt ist. Diese weisen eine niedrige Steifheit in Bewegungsrichtung der Linearmotoren auf, so dass sie die Werkzeugbewegung im maximalen Arbeitsbereich von ± 1 mm nicht nennenswert beeinflussen. Sie wirken demzufolge auch nicht gegen die Passivkräfte des Zerspanprozesses, die komplett von den Linearmotoren aufgefangen werden. Senkrecht zur Bewegungsrichtung verhalten sich die Blattfederpakete hingegen sehr steif, so dass sie die auftretenden Schnitt- und Vorschubkräfte aufnehmen können und eine Ausweichbewegung des Werkzeugs verhindern.

Die Position der Linearmotoren wird durch einen an der Halteplatte montierten Glasmaßstab mit Mikrometerauflösung erfasst und durch eine Siemens-Steuerung mit einem mehrkaskadigen Regelkreis (Position, Geschwindigkeit, Stromaufnahme) gemäß der vorgegebenen Sollposition geregelt. Die Nullposition der Halteplatte entspricht dabei genau der kraftfreien Stellung der beiden Blattfederpakete. Durch diese Positionierung lässt sich die reale Schnitttiefe $a_p(\psi)$ des Werkzeugs aus zwei unabhängigen Komponenten zusammensetzen. Die mittlere Schnitttiefe $a_{p,konst}$ wird durch die Positionierung der Achsen des Zerspanzentrums eingestellt, während die adaptiven, rotationswinkel-abhängigen Schnitttiefenvariationen $a_{p,var}(\psi)$ durch die Werkzeug-Verstelleinheit realisiert werden.

Bild 22 zeigt die schnelle Werkzeug-Verstelleinheit im montierten Zustand im Zerspanzentrum neben einem schon bearbeiteten Ring.

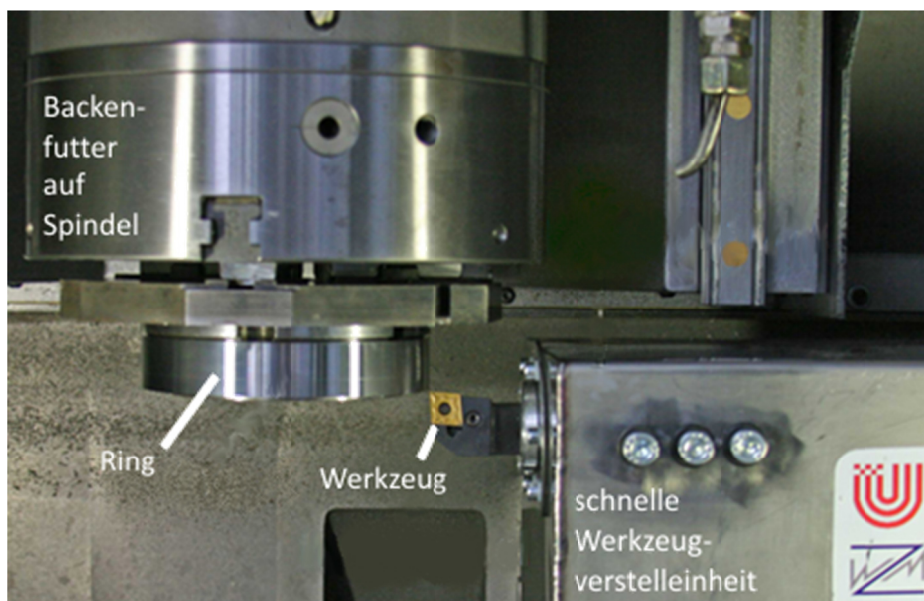


Bild 22: Schnelle Werkzeug-Verstelleinheit neben einem schon bearbeiteten Ring im Zerspanzentrum [Dij2007].

Die Verstelleinheit kann Schnitttiefenänderungen von $\pm 300 \mu\text{m}$ mit einer Schwingfrequenz von ca. 60 Hz ohne nennenswerte Abweichungen von den Sollwerten erzeugen. Es sind noch höhere Schwingfrequenzen möglich, jedoch erreicht die Schwingamplitude dann nicht mehr den Sollwert. Außerdem tritt eine mit der Frequenz steigende Schleppabweichung der realen Werkzeugposition gegenüber der Sollposition auf, so dass die zu erzeugende Geometrie phasenverschoben in den Ring eingebracht wird.

4.2.3 Bearbeitungsablauf

Die zerspanende Bearbeitung der zylindrischen Ringe erfolgt immer in zwei aufeinander folgenden Zyklen. Im ersten Zyklus wird die Ober- und die Innenseite der Ringe bearbeitet, während der zweite Zyklus zur Herstellung der Unter- und Außenseite dient. In jedem dieser Zyklen ist der Ring so im entsprechenden Spannfutter eingespannt, dass die Nullmarkierung des Rings mit einer Markierung auf der Spindel übereinstimmt. Die gleiche Positionierung mit definierter Ausrichtung erfolgt in allen Folgeprozessen. Nur unter dieser Randbedingung ist der prozessübergreifende Regler in der Lage, sinnvolle Sollwerte für die Kompensation von Formabweichungen an folgende Prozesse weiterzugeben.

Im ersten Zyklus wird der Ring von außen gespannt und zunächst auf der Stirnfläche abgedreht. Anschließend spannen mehrere Längsschnitt-Bearbeitungsstufen die innere Ringmantelfläche mit konstanter Schnitttiefe ab, um das angestrebte Soll-Innenmaß zu erhalten. Diese Bearbeitung erfolgt in der Regel ohne den Einsatz der Werkzeug-Verstelleinheit. In diesem Zyklus findet auch keine Messung der Ring-Geometrie statt.

Im zweiten, ebenfalls mehrstufigen Bearbeitungszyklus schließt sich die Außenbearbeitung an. Hierzu wird der Ring von innen gespannt und die noch unbearbeitete Stirnfläche in mehreren Bearbeitungsstufen auf die Soll-Höhe des Rings abgedreht. Danach folgt die Bearbeitung der äußeren Mantelfläche durch mehrere Längsschnitt-Bearbeitungsstufen.

Mit der ersten Stufe wird die Walzhaut des Rings entfernt. Die folgenden Stufen dienen zum Erreichen einer Sollwanddicke von $d_{\text{Soll}} = 8 \text{ mm}$ (Ringdurchmesser 149 mm). Ab dieser Sollwanddicke folgen weitere Bearbeitungsstufen mit jeweils einer anschließenden Geometrieerfassung durch das Messsystem (Bild 23). Bei jeder Geometrieerfassung führt das System mehrere Messungen an unterschiedlichen axialen Positionen (variierende z-Koordinate) des Rings aus [Stö2015].

Die Anzahl der Bearbeitungsstufen ergibt sich aus der vorgesehenen Schnitttiefe a_p . Die am Ende jeder Stufe erfassten Geometrie-Informationen ermöglichen Rückschlüsse auf das Werkstückverhalten und Verbesserungen der Prozessmodelle in den Qualitätsregelkreisen.

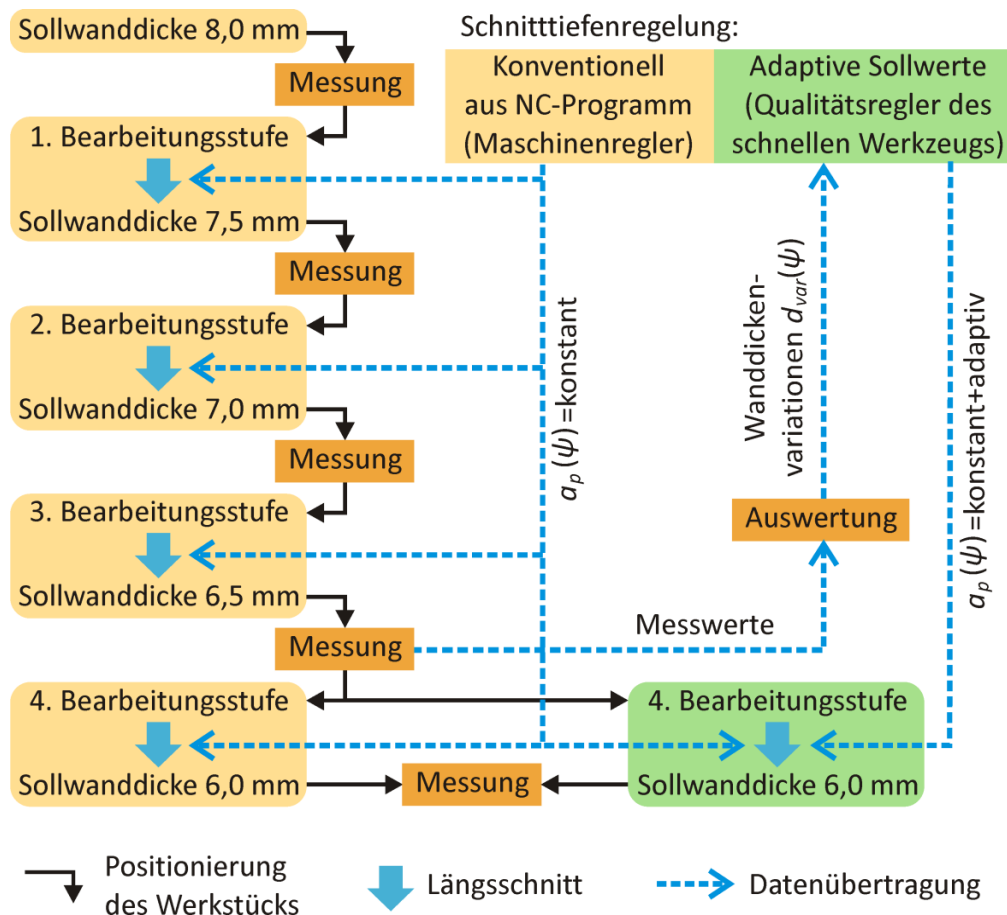


Bild 23: Schematische Darstellung der Stufenabfolge bei der konventionellen und der adaptiven Ringbearbeitung am Beispiel von vier Bearbeitungsstufen.

Bei der letzten Bearbeitungsstufe (Fertigstellungsstufe) wird zwischen einer konventionellen Bearbeitung und einer Bearbeitung mit adaptiver Schnitttiefe unterschieden.

- In der konventionellen Bearbeitungsstufe stellen die Achsen der Maschine wie bislang die Schnitttiefe a_p des Längsschnittes ein. Die Werkzeug-Verstelleinheit behält während der gesamten Bearbeitung ihre Nullposition bei.
- Für die adaptive Bearbeitung erfolgt die Einstellung der rotationswinkelabhängigen Schnitttiefe $a_p(\psi)$ durch Überlagerung der Maschinen-Positionierung des Werkstücks (mittlere Schnitttiefe $a_{p,konst}$) und der Positionierung des Werkzeugs $a_{p,var}(\psi)$ durch die schnelle Verstelleinheit (Gleichung 66).

$$a_p(\psi) = a_{p,konst} + a_{p,var}(\psi) \quad \text{Gleichung 66}$$

Die Sollwerte für die rotationswinkelabhängige Werkzeugposition ergeben sich aus den vorab gemessenen Wanddickenvariationen $d_{var}(\psi)$ gemäß Gleichung 67. Dabei werden die Variationswerte verwendet, welche von der in axialer Richtung mittleren Messposition (z_{Mitte}) stammen.

$$a_{p,var}(\psi) = d_{var}(\psi, z = z_{Mitte}) \quad \text{Gleichung 67}$$

Für ein optimales Kompensationsergebnis müssten die Variationswerte **nach** der entsprechenden Bearbeitung vorab bekannt sein und für die Bearbeitung verwendet werden. Diese stehen jedoch nicht zur Verfügung, da der Ring erst fertig bearbeitet werden soll. Es wird daher davon ausgegangen, dass die **vorab** gemessenen Werte eine gute Näherung für die zu erwartenden Variationen **nach** einer konventionellen Fertigstellungsstufe darstellen.

Im Anschluss erfolgt vor der Ringentnahme aus der Maschine noch eine abschließende Geometriemessung, anhand der beurteilt werden kann, in wie weit der adaptive Schnitt zu einer Kompensation der zu erwartenden Waddickenvariationen geführt hat.

4.3 Qualitätsregelkreis

Der (lokale) Qualitätsregelkreis des Zerspanprozesses wurde für den Einsatz im Distortion Engineering entwickelt [Dij2007; Dij2009b; Zha2012]. Er ist dem prozessübergreifenden Qualitätsregelkreis untergeordnet und leitet die tatsächlich erzeugte Geometrie jedes Rings an die übergeordnete Reglerebene weiter.

Nach jeder Messung wandelt er die gemessenen Geometrieinformationen des Rings in Sollwertvorgaben für den Regler der Werkzeug-Verstelleinheit um und legt diese Daten mit den entsprechenden Rotationswinkeln in einer Look-up-Tabelle ab. Während eines Bearbeitungszyklus entnimmt er den jeweils aktuellen, rotationswinkelabhängigen Sollwert mit einer Wiederholrate von 1 kHz und gibt ihn per TTL-Signal an den Positionsregler der Verstelleinheit weiter. Während der Bearbeitungsstufe erfolgt die Werkzeugbewegung also gesteuert von einem offenen Regelkreis anhand der Rotationsposition des Bauteils.

Bei einer konventionellen Bearbeitungsstufe entspricht der Sollwert kontinuierlich der Nulllage der Werkzeug-Verstelleinheit. Wird eine adaptive Bearbeitung durchgeführt, ergibt sich der Sollwert aus dem aufbereiteten Wert der Waddickenmessung. Die Aufbereitung der Messdaten für den Eintrag in der Look-up-Tabelle erfolgt innerhalb des Auswertalgorithmus des Messsystems, so dass der Qualitätsregler dem aktuellen Konzept nach keine Veränderungen an dem Wert vornehmen muss. Der vom Qualitätsregler weitergegebene Wert stammt allerdings nicht exakt von der aktuellen Rotationsposition ψ der Spindel, sondern von einer um den Wert ψ_T leicht verschobenen Position $\psi + \psi_T$. Damit gleicht der Qualitätsregler die ermittelte Totzeit des Systems von unter 4 ms aus, so dass die adaptive Bearbeitung des Rings ohne einen Schleppfehler-effekt der Verstelleinheit erfolgen kann [Dij2007]. Der Wert ψ_T ist von der Rotationsgeschwindigkeit des Werkstücks abhängig und muss somit für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten jeweils angepasst werden. Da die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit alle mit der gleichen Schnittgeschwindigkeit erfolgten, war keine Variation des Werts erforderlich.

Der Qualitätsregelkreis ist als echtzeitfähiges Matlab-Simulink-Modell auf einer DS 1103-DSP Controllerkarte der Firma DSpace implementiert, die in einem Industrie-PC installiert ist. Der PC dient als Host für die Kommunikation mit der Controllerkarte.

Die Kommunikation mit dem Messsystem soll über eine Matlab-interne Datenübertragung erfolgen, bei welcher der Host-PC lesend und schreibend auf die Speicherplätze der ausgewählten Variablen der Controllerkarte zugreift. Dies setzt voraus, dass die Datenerfassungs- und Auswertesoftware des Messsystems in Matlab entwickelt ist und auf dem Host-PC der Controllerkarte ausgeführt wird.

5 Lösungsansatz und Vorgehensweise

5.1 Lösungsansatz

Wie schon im Stand der Kenntnisse zusammengefasst, sind die bekannten berührungslosen optischen, elektrischen und pneumatischen sowie die taktilen Verfahren zur Geometrieerfassung für den Einsatz im vorgesehenen Zerspanzentrum nicht geeignet.

Ultraschallbasierte Verfahren sind von den bislang genannten Limitierungen nicht betroffen. Ihre Sensoren und die aufgenommenen Signale sind unter bestimmten Randbedingungen unempfindlich gegen die Einflüsse von Schmutz, Tröpfchen und Schwingungen. Vor allem gilt für sie aber die Möglichkeit der direkten Waddickenmessung mittels Durchschallung oder Impuls-Echo-Verfahren.

Daher soll die Aufgabenstellung mit einem ultraschallbasierten Messsystem gelöst werden, wobei der Einsatz von Tauchprüfköpfen mit Manschetten-, Freistrah- oder Pfützentechnik vorgesehen ist. Direktkontakt-Transducer oder Transducer mit fester Vorlaufstrecke würden durch die Ringrotation zu stark verschleifen und einen zu hohen Wartungsaufwand für das System erzeugen.

Neben den klassischen, kommerziell angebotenen Ultraschall-Sensorsystemen auf Basis der Impuls-Echos-Methode mit Laufzeitmessung sind verschiedene Ansätze zur maschineninternen Geometrieerfassung bekannt. Auf den ersten Blick steht daher eine breite Auswahl an möglichen Lösungen zur Verfügung. Berücksichtigt man jedoch die Anforderungen des Sonderforschungsbereichs, so reduziert sich die Anzahl der ohne Einschränkungen zur Verfügung stehenden Lösungen auf null.

Unter den speziell für die Integration in Fertigungsmaschinen entwickelten Systemen ist eines nur für die Messung der Außengeometrie ausgelegt und bleibt über den Unsicherheitsanforderungen [Mol1998]. Das nächste misst zwar Waddicken und erreicht Unsicherheitswerte unter 3 μm , verwendet jedoch die für das Zerspanzentrum nicht anwendbare Tauchbadtechnik mit ruhendem Bauteil [Sch2002]. Der Ansatz von Benz erweist sich als der für die Aufgabenstellung geeignetste. Er löst das Problem der Sensorpositionierung und der Signalankopplung über eine Freistrahlanordnung und weist (wie [Sch2002]) nach, dass der Kühlschmierstoff der Fertigungsmaschine unter bestimmten Bedingungen als Koppelmedium einsetzbar ist. Allerdings erfüllt er die Unsicherheitsanforderungen trotz der niedrigen erreichten Werte (+10 μm , -20 μm) eben-

falls nicht [Ben2002]. Aufgrund der für diesen Ansatz vorliegenden, umfassenden Untersuchungsergebnisse wird die Chance, die Anforderungen des Sonderforschungsbereichs durch eine technische Anpassung dieses Systems zu erfüllen, als gering eingestuft. Da für die anderen Systeme deutlich weniger Informationen vorliegen, gilt für sie das gleiche.

Somit muss ein neues System entwickelt werden, das konkret an die Aufgabenstellung mit den niedrigen Unsicherheitsanforderungen angepasst ist. Das Konzept des Systems ergibt sich aus der Analyse der bekannten Verfahren. Es verbindet die technische Anordnung und die gängige Methode der Laufzeitbestimmung der Echosignale aus dem Verfahren von Benz mit den von Molitor und Klaeger zur Echounterscheidung eingesetzten Schallbursts. Hierbei handelt es sich um sinusförmige, monochromatische Schallsignale mit mehr als zehn Perioden Länge [Mol1998]. Die Bestimmung der Schalllaufzeiten erfolgt aber weder durch Wavelet-Analyse noch durch Verlaufsinterpolation der Echosignale. Diese Methoden haben sich in den publizierten Fertigungsumgebungen als zu unsicher erwiesen, so dass das neue System hierzu einen anderen Ansatz verwendet: Es ermittelt die Phasendifferenz zweier Echos und leitet daraus die lokale Geometrieinformation ab [Stö2007, Stö2013].

Aufgrund der vorliegenden Ergebnisse von Molitor [Mol1998] und der möglichen Schallsignallängen in den Ringen wird erwartet, dass bei der Phasenbestimmung geringere Unsicherheiten als bei den anderen Verfahren zur Laufzeitbestimmung auftreten. Diese Erwartung ergibt sich aus der Tatsache, dass der Schallburst um ein Vielfaches länger als der gängige Kurzpuls ist und somit bei gleicher Abtastrate eine entsprechend vervielfachte Messpunktanzahl des Schallsignals liefert. Diese hohe Punktanzahl reduziert die Unsicherheit der ermittelten Phasenlagen, woraus niedrigere Werte für die Auflösung und die Unsicherheit der ermittelten Geometrieinformationen resultieren.

Da die Phasenbestimmung nur Werte im Bereich von $-\pi$ bis π errechnet, ist die Laufzeitinformation jedoch nur über einen kleinen Bereich eindeutig. Die Applikation des Systems im Sonderforschungsbereich sieht aber auch nur die Messung der (kleinen) Wanddickenvariationen der Ringe vor. Die Erfassung der absoluten, lokalen Wanddicken ist nicht erforderlich.

Somit ist die nur in einem kleinen Messbereich eindeutige Phasenbestimmung eines Ultraschallsignals (Ultraschallburst) voraussichtlich für diese Anwendung einsetzbar. Dieser Vorteil des zu entwickelnden Systems wird durch die Tatsache eingeschränkt, dass der eindeutige Messbereich mit ca. 200 μm abzuschätzen ist und damit deutlich unter den Anforderungen des Sonderforschungsbereichs liegt. Um die Ziele dieser Arbeit zu erreichen, müssen also zusätzliche Algorithmen entwickelt werden, welche die gemessenen Phasenlagen in einen eindeutigen Bereich „entfalten“ (siehe Abschnitt 3.3.1.3).

5.2 Vorgehensweise

Der Lösungsansatz sieht vor, ein neues Ultraschall-Messsystem durch die Kombination und Erweiterung von bestehenden messtechnischen Ansätzen zu entwickeln.

Hierzu erfolgt zunächst eine Analyse der Randbedingungen der Aufgabenstellung hinsichtlich des vorgesehenen Funktionsprinzips des Messsystems. In diese Analyse fließen die folgenden Punkte ein:

- Anforderungen des Sonderforschungsbereich,
- Rahmenbedingungen in der Fertigungsmaschine,
- typische Parameter des Fertigungsprozesses,
- technische Verfügbarkeit von Komponenten für das Ultraschallsystem,
- Schnittstellen zwischen Prozess und Messsystem.

Danach schließt sich die Entwicklung und Umsetzung des Systemkonzepts inklusive der Auswertalgorithmen für die Ultraschallsignale und die Bestimmung der Variationen der Ring-Wanddicke an.

Um die Unsicherheit des konzipierten Systems zu minimieren, werden die möglichen Einflussfaktoren auf die Messergebnisse systematisch ermittelt und bewertet. Hierzu kann auf die theoretischen und experimentellen Betrachtungen von Benz zurückgegriffen werden [Ben2002]. Er hat die Einflussfaktoren für das von ihm vorgestellte System umfangreich analysiert und Korrekturkonzepte für die größten Einflüsse erarbeitet.

Durch den Abgleich dieser Erkenntnisse mit dem Funktionsprinzip und den Auswertalgorithmen des neuen Systems ergeben sich Hinweise auf erforderliche Ergänzungen der Faktoren. Hierzu werden theoretische Betrachtungen hinsichtlich der Einflussfaktoren durchgeführt. Bei der Identifikation von signifikanten Einflussfaktoren werden entsprechende Korrekturkonzepte erarbeitet.

Die Schallgeschwindigkeit beziehungsweise die daraus resultierende Schallwellenlänge im Bauteilmaterial stellt eine kritische Größe hinsichtlich der Verwendbarkeit der meisten Ultraschall-Messsysteme für die Geometrieerfassung dar. Sie geht als Proportionalitätsfaktor in die Geometriebestimmung ein, so dass sich eine Abweichung ihres Werts direkt als Geometrieabweichung niederschlägt. Normale mit Eigenschaften, welche denen des Ringmaterials aus dem Sonderforschungsbereich gleichen, stehen für die Bestimmung der Schallwellenlänge jedoch nicht zur Verfügung (Abschnitt 8.1). Stattdessen kann die Geschwindigkeit aus den Daten gemessener Schalllaufzeiten und der Geometrie von gefertigten Ringen berechnet werden, weshalb entsprechende Referenzmethoden für die Geometrieerfassung und –auswertung der Ringe entwickelt werden. Die damit bestimmte, materialspezifische Schallgeschwindigkeit und die sich daraus ergebende Schallwellenlänge sind ohne Anpassungen für alle untersuchten Ringe verwendbar, da sie mit dem gleichen Fertigungsprozess wie die mit den Referenzmethoden ausgewerteten Ringe hergestellt wurden.

Darüber hinaus kommen die Geometrie-Referenzdaten auch beim Vergleich mit ultraschall-basierten Geometriedaten zum Einsatz, um Aussagen über die Unsicherheit des entwickelten Messverfahrens zu ermöglichen. Aufgrund der schon von Benz dargestellten vielfältigen Einflussgrößen und ihrer komplexen Zusammenhänge ist die Erstellung eines vollständigen Messunsicherheitsbudgets nicht möglich [Ben2002]. Die wesentlichen Unsicherheitsbeiträge werden jedoch aufgelistet und ihr Einfluss auf die Gesamtunsicherheit charakterisiert.

Zum Abschluss wird das entwickelte System experimentell eingesetzt und die Resultate hinsichtlich seiner Einsatzfähigkeit untersucht und bewertet.

6 Realisierung des Messsystems

Anhand der Analyseergebnisse zu den bekannten Verfahren für die maschineninterne Geometriemessung sind die Grundsätze für das Funktionsprinzip des neuen Messverfahrens erarbeitet und im Abschnitt 5 beschrieben worden. Eine wesentliche Eigenschaft des neuen Verfahrens liegt im Verzicht auf eine Kurzpuls-Form des Schallsignals. Stattdessen kommen längere, sinusförmige Schallbursts zum Einsatz, die durch ein monochromatisches Frequenzspektrum und eine Länge von mehr als 10 Perioden charakterisiert sind. Daher wird in der Folge vom Burst-Verfahren bzw. –system gesprochen.

Um die grundsätzliche Idee des Burst-Verfahrens in ein funktionsfähiges Messsystem für den Einsatz im Zerspanzentrum umzusetzen, mussten die folgenden Punkte bearbeitet werden:

- Erstellen des detaillierten Funktionsprinzips inklusive der mathematischen Zusammenhänge und den erforderlichen Algorithmen;
- Erarbeiten einer technischen Realisierung des Funktionsprinzips;
- Integrieren des entwickelten Systems in das Zerspanzentrum.

6.1 Detaillieren des Funktionsprinzips

Das Funktionsprinzip des Messsystems beruht auf der Impuls-Echo-Methode mit einem flüssigkeitsgekoppelten Tauchprüfkopf. Der mit dieser Methode normalerweise erhaltene Signalverlauf am Transducer ist in Bild 10 dargestellt und in seiner Entstehung in Abschnitt 3.2.2.3 erläutert.

Bild 24 zeigt den Signalverlauf, der bei der Verwendung eines Signal-Bursts entsteht. Er gleicht dem Verlauf in Bild 10 bis auf die Signalform. Der Laufzeitunterschied t_R zwischen dem Eintrittsecho und dem ersten Rückwandecho entspricht der Zeit, in der das Rückwandecho durch das Bauteil hin- und zurückläuft [Stö2009]. Bei der Betrachtung des Eintritts- und des Rückwandechos ist zu beachten, dass das Rückwandecho aufgrund der Reflexionsbedingungen an der Bauteilrückwand um 180° phasenverschoben ist. Daher ist die Laufzeit t_R vom zweiten Maximum des Eintrittsechos zum zweiten Minimum des Rückwandechos definiert.

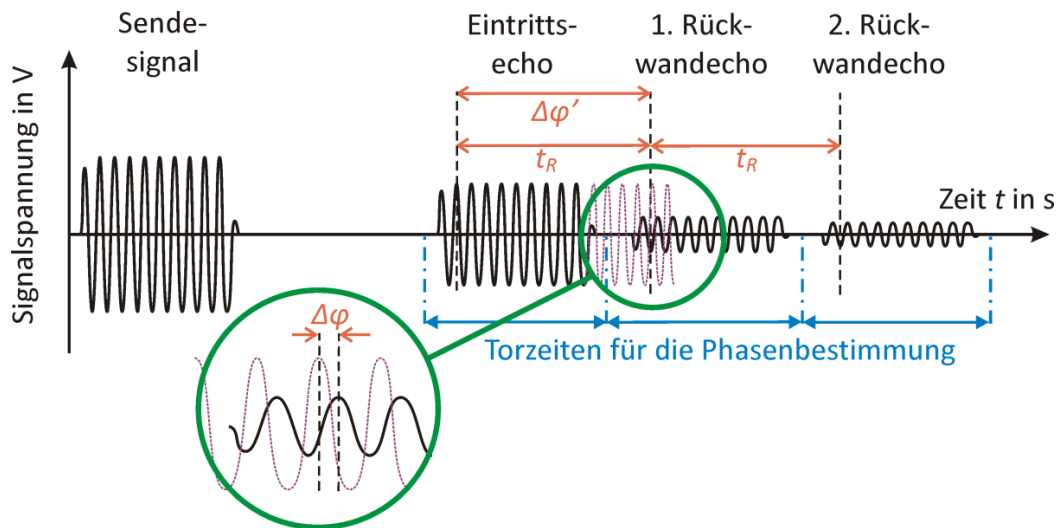


Bild 24: Schematischer Signalverlauf des Burst-Messverfahrens.

Wie im Bild 24 gezeigt, entspricht die Laufzeitdifferenz t_R der beiden Sinuswellen einer Phasendifferenz $\Delta\varphi'$ zwischen den Wellen, so dass eine allgemeine Beziehung zwischen der Wanddicke und der Phasendifferenz hergeleitet werden kann.

6.1.1 Berechnung der Waddickenvariationen aus Phasendifferenzen

Für die mathematische Beschreibung einer Schallwelle, die sich entlang der x-Richtung eines Koordinatensystems ausbreitet, folgt aus Gleichung 3 eine Wellenfunktion mit der Wellenzahl k_s und der Kreisfrequenz ω (Gleichung 68):

$$\xi = \xi_0 \cdot \sin(k_s \cdot x - \omega \cdot t) \quad \text{Gleichung 68}$$

Ohne Beschränkung der Allgemeinheit kann angenommen werden, dass die Phasenlage eines vom aktiven Element eines Transducers erzeugten Schallsignals gleich Null ist. An der Vorderseite des Transducers ($x = x_T$) tritt die Schallwelle aufgrund der Durchquerung der vorderen Schichten des Transducers mit einer Phasenlage von φ_T gegenüber dem erzeugten Signal aus. Gleichung 69 beschreibt die Amplitude ξ_E^{Kf} der einfallenden (Index: E) Welle für alle Orte x im Koppelfluid zwischen Transducer und Außenfläche. $k_{s,Kf}$ gibt dabei den Betrag des Wellenvektors im Koppelfluid an.

$$\xi_E^{Kf}(x) = \xi_0 \cdot \sin(k_{s,Kf} \cdot (x - x_T) - \omega \cdot t + \varphi_T) \quad \text{Gleichung 69}$$

Nachdem die Welle das Koppelmedium durchquert hat, trifft sie bei $x = x_A$ auf die Außenfläche des Bauteils. Hier gilt die Gleichung 70:

$$\xi_E^{Kf}(x_A) = \xi_0 \cdot \sin(k_{s,Kf} \cdot (x_A - x_T) - \omega \cdot t + \varphi_T) \quad \text{Gleichung 70}$$

An der Bauteil-Außenfläche findet kein Phasensprung bei der Reflexion der Schallwelle statt, da sie aus dem schallweichen Koppelfluid ($c_{s,Kf} \approx 1500 \text{ m/s}$; $\rho_{M,Kf} \approx 1 \text{ g/cm}^3$) in das schallharte Bauteilmaterial (Beispiel Stahl: $c_{s,Fe} \approx 5950 \text{ m/s}$; $\rho_{M,Fe} \approx 7,8 \text{ g/cm}^3$) eintritt [Mat1998]. Die Aufteilung der Schallenergie an der Grenzfläche zwischen reflektiertem

und transmittiertem Strahl ergibt sich aus dem Reflexions- und dem Transmissionskoeffizienten ($R_{G,A}$ und $T_{G,A}$) gemäß Gleichung 5. Dabei zeigt sich, dass etwa 90% der Schallenergie zum Transducer zurückkehren und der für die Wanddickenmessung verwendbare, ins Bauteil eintretende Anteil weniger als 10% der Energie beinhaltet.

Die so an der äußeren Mantelfläche reflektierte (Index: R,A) Welle (Gleichung 71) breitet sich in negativer x-Richtung im Koppelfluid mit der gleichen Wellenlänge und Frequenz wie die einfallende Schallwelle aus.

$$\xi_{R,A}^{Kf} = R_{G,A} \cdot \xi_0 \cdot \sin(-k_{S,Kf} \cdot (x - x_A) - \omega \cdot t + \varphi_T + \varphi_A) \quad ; \quad \varphi_A = k_{S,Kf} \cdot (x_A - x_T) \quad \text{Gleichung 71}$$

Die Welle trifft anschließend wieder auf die Transduceroberfläche und läuft gemäß Gleichung 72 mit der Wellenzahl $k_{S,Td}$ in das Innere des Transducers zum aktiven Element bei $x = x_E$ weiter.

$$\xi_{R,A}^{Td} = R_{G,A} \cdot \xi_0 \cdot \sin(-k_{S,Td} \cdot (x - x_T) - \omega \cdot t + \varphi_T + 2 \cdot \varphi_A) \quad \text{Gleichung 72}$$

Der Transducer wandelt die Schallwelle in ein elektrisches Signal zurück, dessen Phasenlage um den Betrag φ_A' (Gleichung 73) gegenüber der ursprünglichen Welle verschoben ist.

$$\varphi_A' = -\omega \cdot t + 2 \cdot \varphi_T + 2 \cdot \varphi_A \quad ; \quad \varphi_T = k_{S,Td} \cdot (x_E - x_T) \quad \text{Gleichung 73}$$

Die durch die äußere Mantelfläche des Bauteils transmittierte Welle hat aufgrund des neuen Transportmediums im Ringinneren eine andere Schallgeschwindigkeit $c_{S,Fe}$. Damit ändert sich auch der Betrag des Wellenvektors auf $k_{S,Fe}$, so dass Gleichung 74 für die transmittierte Welle gilt:

$$\xi_E^{Fe} = T_{G,A} \cdot \xi_0 \cdot \sin(k_{S,Fe} \cdot (x - x_A) - \omega \cdot t + \varphi_T + \varphi_A) \quad \text{Gleichung 74}$$

Diese Welle trifft im Anschluss an der Position x_I auf die innere Ring-Mantelfläche, an der sie in Richtung der Außenfläche reflektiert wird (Index: R,I), wobei aufgrund der negativen Differenz der akustischen Impedanzen (Gleichung 5) ein Phasensprung von 180° auftritt. In der Gleichung 75 ist die resultierende Formel im Bogenmaß angegeben und d stellt die Wanddicke des Bauteils dar.

$$\begin{aligned} \xi_{R,I}^{Fe} &= |R_{G,I}| \cdot T_{G,A} \cdot \xi_0 \cdot \sin(-k_{S,Fe} \cdot (x - x_I) - \omega \cdot t + \varphi_T + \varphi_A + \varphi_I + \pi) \\ \varphi_I &= k_{S,Fe} \cdot (x_I - x_A) = k_{S,Fe} \cdot d \end{aligned} \quad \text{Gleichung 75}$$

Beim erneuten Auftreffen auf die äußere Ring-Mantelfläche wird diese Welle ebenfalls transmittiert und reflektiert, wobei für das Messverfahren nur der transmittierte Anteil (Gleichung 76) von Interesse ist.

$$\xi_{R,I}^{Kf} = |R_{G,I}| \cdot T_{G,A}^2 \cdot \xi_0 \cdot \sin(-k_{S,Kf} \cdot (x - x_A) - \omega \cdot t + \varphi_T + \varphi_A + 2 \cdot \varphi_I + \pi) \quad \text{Gleichung 76}$$

Der weitere Verlauf der Schallbewegung entspricht der Welle, die gleich an der Außenfläche reflektiert wird. Dementsprechend trifft die an der inneren Ring-Mantelfläche reflektierte Welle mit der Phasenlage φ_I' aus Gleichung 77 auf das aktive Element des Transducers.

$$\varphi_I' = -\omega \cdot t + 2 \cdot \varphi_T + 2 \cdot \varphi_A + 2 \cdot \varphi_I + \pi \quad \text{Gleichung 77}$$

Die in den Gleichungen 73 und 77 genannten Phasenlagen φ_A' und φ_I' beziehen sich auf eine Phasenlage von 0° am aktiven Element des Transducers. Ohne einen konstanten, zeitlichen Bezugspunkt lassen sich Phasenlagen jedoch nur als Phasenunterschied (Differenz) zweier Signale erfassen, so dass die Phasenwerte φ_A' und φ_I' nicht direkt bestimmt werden können.

Die Phasenanteile φ_T und φ_A , die aus der Bewegung im aktiven Element des Transducers und im Koppelfluid resultieren, sind für beide Schallwellen gleich, so dass sie sich bei der Differenzbildung (Gleichung 78) aufheben.

$$\Delta\varphi' = \varphi_I' - \varphi_A' = 2 \cdot \varphi_I + \pi \quad \text{Gleichung 78}$$

Die Phasendifferenz $\Delta\varphi'$ zwischen den Echos der inneren Ring-Mantelfläche (Bauteilrückwand) und der Außenfläche ist also nur abhängig von dem Phasenwert φ_I , der aus der Schallbewegung im Bauteil resultiert. Setzt man die Definition aus Gleichung 75 für den Phasenwert φ_I ein, erhält man unter Berücksichtigung von Gleichung 4 einen Zusammenhang mit der Ringwanddicke d und der Wellenlänge im Ringmaterial λ (Gleichung 79).

$$\Delta\varphi' = 2 \cdot k_{s,Fe} \cdot d + \pi = 2 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{\lambda} \cdot d + \pi \quad \text{Gleichung 79}$$

Durch Umstellen nach der Wanddicke d ergibt sich Gleichung 80.

$$d = \frac{\Delta\varphi' - \pi}{4 \cdot \pi} \cdot \lambda \quad \text{Gleichung 80}$$

Da die Bestimmung der Phasendifferenz zweier sinusförmiger Signale mathematisch auf einen Wertebereich von $-\pi$ bis π begrenzt ist (Abschnitt 6.1.2), kann der für die Berechnung der Wanddicke d erforderliche Wert $\Delta\varphi'$ messtechnisch nicht eindeutig ermittelt werden. Stattdessen steht nur der messbare Wert $\Delta\varphi$ zur Verfügung (siehe vergrößerter Bereich in Bild 24), der dem Rest der Ganzzahl-Division von $\Delta\varphi'$ durch $2 \cdot \pi$ entspricht (Gleichung 81). N_V gibt dabei die Vielfachen von $2 \cdot \pi$ an, um die sich die beiden Phasendifferenzen unterscheiden.

$$\Delta\varphi = \text{Rest}\left(\frac{\Delta\varphi'}{2 \cdot \pi}\right) \Rightarrow \Delta\varphi' = \Delta\varphi + N_V \cdot 2 \cdot \pi \quad \text{Gleichung 81}$$

Durch das Einsetzen von Gleichung 81 in Gleichung 80 ergibt sich ein Ausdruck, der die gemessene Phasendifferenz $\Delta\varphi$ in Relation zur Wanddicke d stellt (Gleichung 82). Al-

lerdings ist in diesem Ausdruck noch die unbekannte Anzahl der Vielfachen N_V enthalten, die sich nicht aus der Messung bestimmen lässt.

$$d = \frac{\Delta\varphi + N_V \cdot 2 \cdot \pi - \pi}{4 \cdot \pi} \cdot \lambda = \frac{\Delta\varphi}{4 \cdot \pi} \cdot \lambda + \left(\frac{N_V}{2} - \frac{1}{4} \right) \cdot \lambda \quad \text{Gleichung 82}$$

Wird die Gleichung 82 nicht nur für eine Messung betrachtet, sondern für eine Messreihe, so lässt sich die Wanddicke d_i jedes Messpunkts i in einen für jeden Messpunkt variablen Anteil $d_{\text{var}}(\psi_i)$ und einen für alle Messpunkte konstanten Mittelwert d_D aufteilen. Das gleiche ist für den rechten Teil der Gleichung 82 möglich, indem von den variierenden Phasendifferenzen $\Delta\varphi(\psi_i)$ der konstante Differenzen-Mittelwert $\Delta\varphi_D$ subtrahiert wird (Gleichung 83).

$$\begin{aligned} d_i &= d_{\text{var}}(\psi_i) + d_D \\ &= \left[\left(\frac{\Delta\varphi(\psi_i)}{4 \cdot \pi} - \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{\Delta\varphi(\psi_i)}{4 \cdot \pi} \right) \right) \cdot \lambda \right] \\ &\quad + \left[\left(\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{\Delta\varphi(\psi_i)}{4 \cdot \pi} \right) + \left(\frac{N_V}{2} - \frac{1}{4} \right) \right) \cdot \lambda \right] \quad \text{Gleichung 83} \\ &= \left[\left(\frac{\Delta\varphi(\psi_i)}{4 \cdot \pi} - \Delta\varphi_D \right) \cdot \lambda \right] + \left[\left(\Delta\varphi_D + \left(\frac{N_V}{2} - \frac{1}{4} \right) \right) \cdot \lambda \right] \end{aligned}$$

Der linke Term in rechteckigen Klammern in Gleichung 83 entspricht dabei den Wanddickenvariationen d_{var} während der rechte Term dem Wanddicken-Mittelwert d_D aller Messungen der Messreihe gleicht. Für die Berechnung der Wanddickenvariationen ergibt sich somit Gleichung 84.

$$d_{\text{var}}(\psi_i) = \left(\frac{\Delta\varphi(\psi_i)}{4 \cdot \pi} - \Delta\varphi_D \right) \cdot \lambda \quad \text{mit} \quad \Delta\varphi_D = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \frac{\Delta\varphi(\psi_i)}{4 \cdot \pi} \quad \text{Gleichung 84}$$

Der Ansatz für das Funktionsprinzip des Burst-Messverfahrens ermöglicht also nur die Messung von **Wanddickenvariationen** d_{var} , da der konstante Anteil d_D mit den unbekannten Vielfachen der Wellenlänge nicht bestimmt werden kann.

Diese Einschränkung der erzielbaren Informationen wird bewusst in Kauf genommen, da durch die spezielle Burst-Signalform eine Unsicherheitsreduktion gegenüber den vorab analysierten Verfahren erreicht werden soll.

Bei den schwellwertbasierten Auswertungen der Kurzpuls-Anregung ergibt sich eine Unsicherheitskomponente schon durch die Abtastrate des Signals. Der über den Schwellwert ermittelte Startzeitpunkt des Signals bezieht sich auf einen konkreten Abtastzeitpunkt. Dieser ist aber nur auf die Hälfte des Abtastintervalls genau zu bestimmen. Somit liegen die möglichen Messabweichungen einer Impuls-Echo-Messung bei einer Abtastrate von $f_T = 100$ MHz und einer Schallgeschwindigkeit von $c_s = 6000$ m/s bei $15 \mu\text{m}$. Die Bestimmung des Startzeitpunkts beruht bei der Schwellwertmethode

nur auf wenigen Werten, welche die detektierte Flanke für die Schwellwertauslösung darstellen und gegebenenfalls auch noch durch Störeinflüsse verrauscht sind. Beim Burst-Messverfahren tragen hingegen alle erfassten Werte mit zur Bestimmung der Phasendifferenz bei, was eine geringe Unsicherheit der Werte erwarten lässt.

6.1.2 Berechnung der Phasendifferenz

Die Phasenlage φ eines zu den Zeitpunkten t_i abgetasteten Signals berechnet sich gemäß Gleichung 85 aus dem Fourier-Koeffizienten $\tau(f_s)$.

$$\varphi = \arctan\left(\frac{\text{Im}(\tau(f_s))}{\text{Re}(\tau(f_s))}\right) \quad \text{Gleichung 85}$$

Um die Fourier-Koeffizienten für das Eintritts- und das Rückwandecho so bestimmen zu können, dass sich die aus ihnen berechneten Phasenlagen alle auf den gleichen Zeitpunkt beziehen, muss das erfasste Signal vorbearbeitet werden. Bild 25 zeigt zur Erläuterung dieser Vorbearbeitung einen schematischen Ausschnitt aus Bild 24, in dem nur das Eintrittsecho dargestellt ist.

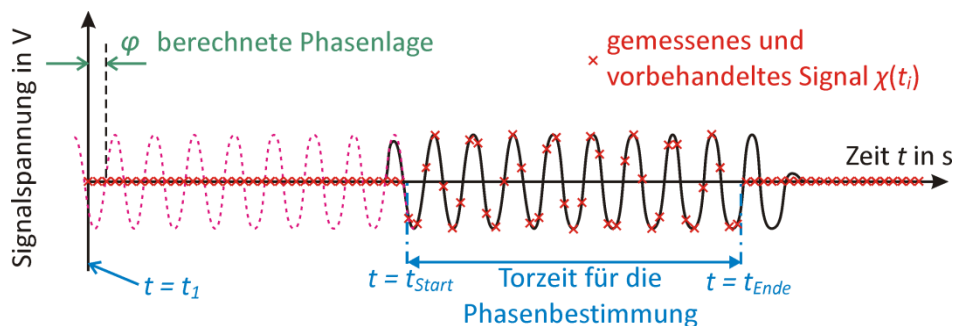


Bild 25: Berechnung der Phasenlage eines abgetasteten Signals.

Das mit der Abtastrate f_T erfasste Signal ($\chi(t)$: durchgezogene Linie) wird digital durch die gespeicherten Messwerte repräsentiert, wobei im Bild 25 die idealen Messpunkte ohne das real vorhandene Rauschen dargestellt sind. Um sicherzustellen, dass die ermittelte Phasenlage nicht durch andere, im Signal vorhandene Echos beeinflusst wird, erfolgt eine Multiplikation des Gesamtsignals $\chi(t)$ mit einer Torfunktion gemäß Gleichung 86.

$$h_T(t_i) = \begin{cases} 0 & t_i < t_{\text{Start}} \\ 1 & t_{\text{Start}} \leq t_i \leq t_{\text{Ende}} \\ 0 & t_i > t_{\text{Ende}} \end{cases} \quad \text{Gleichung 86}$$

Die Torzeiten t_{Start} und t_{Ende} werden vor dem Einsatz des Systems anhand der zu erwartenden Bauteildicke so gewählt, dass das erfasste Echo immer beidseitig über die Torzeiten hinausreicht. Die aus der Multiplikation resultierenden Messwerte sind im Bild 25 als Kreuze dargestellt.

Mit den so erzeugten Daten wird eine Fourier-Analyse bei der Schallfrequenz f_s durchgeführt (Gleichung 87). Dabei ist zu beachten, dass die Summation bei $t = t_1$ (am Signalanfang) beginnt, obwohl zu Beginn der vorbehandelten Messwerte zunächst nur Nullen existieren, die keinen Beitrag zu der Summe leisten [Stö2007, Stö2009].

$$\tau(f_s) = \sum_{i=1}^n h_T(t_i) \cdot \chi(t_i) \cdot \exp\left(-j \cdot 2 \cdot \pi \cdot \frac{f_s}{f_T} \cdot (i-1)\right) \quad \text{Gleichung 87}$$

Bei der Berechnung kommt kein Fast-Fourier-Transformationsalgorithmus zum Einsatz, da sich die Summe für den einzelnen Koeffizienten $\tau(f_s)$ mit weniger Schritten berechnet als eine Fouriertransformation.

Durch die Berücksichtigung der Nullen vor dem eigentlich auszuwertenden Echobereich bezieht sich die ermittelte Phasenlage φ auf den Zeitpunkt t_1 und nicht auf den Startzeitpunkt des Echos. Da alle Echos auf diese Art ausgewertet werden, stehen alle ermittelten Phasenlagen der Echos in Relation zu dem gleichen Bezugszeitpunkt t_1 .

Dementsprechend berechnet sich die Phasendifferenz $\Delta\varphi$ (Gleichung 88) zwischen dem Eintrittsecho und dem ersten Rückwandecho aus deren Phasenlagen φ_E und φ_R .

$$\Delta\varphi = \varphi_R - \varphi_E \quad \text{Gleichung 88}$$

6.1.3 Entfaltung von Phasendifferenzen

Wird ein Ring, der Waddickenabweichungen durch ein Dreibackenfutter aufweist, mit dem Burst-System gemessen, ergibt sich ein genereller Verlauf der Phasendifferenzen wie in Bild 26a illustriert. Sie repräsentieren die Variationen $d_{var}(\psi)$ der Waddicke des gemessenen Rings in Abhängigkeit von seinem Rotationswinkel ψ . Stellen die gemessenen Werte der Phasendifferenzen $\Delta\varphi$ einen stetigen Verlauf dar, kann davon ausgegangen werden, dass auch die realen Phasendifferenzen $\Delta\varphi'$ innerhalb der Eindeutigkeitsspanne von $2 \cdot \pi$ liegen. Der unbekannte Wert N_V aus Gleichung 81 ist also für alle gemessenen Phasendifferenzen gleich. Somit können die Werte $\Delta\varphi$ unter Verwendung der Schallwellenlänge λ direkt über Gleichung 84 in die entsprechenden Waddickenvariationen d_{var} umgerechnet werden.

Ist der Verlauf der gemessenen Phasenwerte $\Delta\varphi$ jedoch unstetig und ähnelt dem „gefalteten“ Verlauf in Bild 26b, dann sind die Waddickenvariationen d_{var} so groß, dass der Eindeutigkeitsbereich der Phasenbestimmung überschritten wird. Das bedeutet, dass sich der Wert N_V an bestimmten Stellen des Ringumfangs (den Sprungstellen in Bild 26b) jeweils um den Wert eins erniedrigt oder erhöht. Gelingt es, eine Schätzung der Positionen und der Vorzeichen dieser Wertänderungen vorzunehmen, können die Phasenwerte $\Delta\varphi$ in Gleichung 84 entsprechend um Vielfache von $2 \cdot \pi$ ergänzt („entfaltet“) und die tatsächlichen Waddickenvariationen berechnet werden.

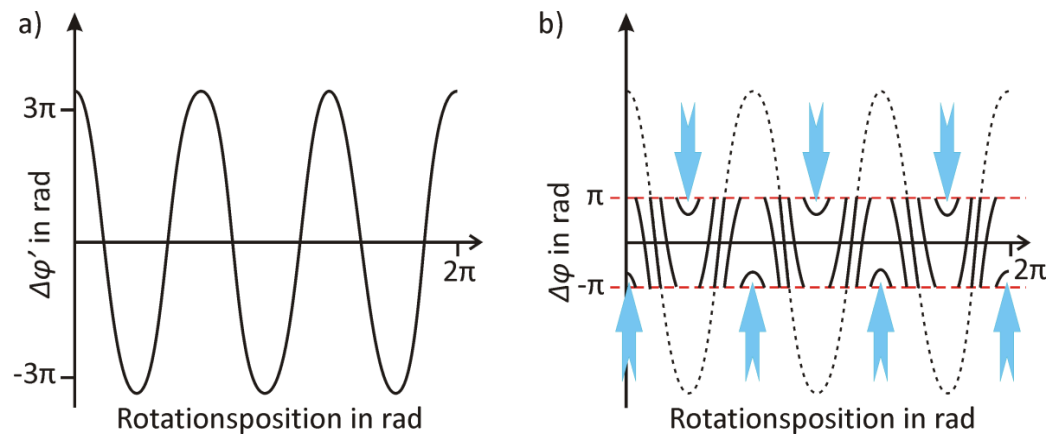


Bild 26: Auswirkungen des eingeschränkten Wertebereichs der Phasenbestimmung:

a) realer Verlauf $\Delta\varphi'$ der Phasendifferenzen; b) ermittelter Verlauf $\Delta\varphi$ der Phasendifferenzen.

Prinzipiell ist dieses Vorgehen sehr einfach. An den Stellen, an denen in Bild 26b ein Sprung im Verlauf auftritt, müssen die ab dort folgenden Phasenwerte so um $2\cdot\pi$ verschoben werden, dass der Sprung verschwindet und die Daten wieder einen stetigen, entfalteten Verlauf der Phasendifferenzen ergeben. Dieser ist im Bild 26b als gestrichelte Linie eingezeichnet. Aufgrund von Störeinflüssen auf die Phasendifferenzbestimmung wird der Verlauf der Phasendifferenzen bei einer realen Messung aber von Rauschen überlagert, so dass die Entscheidung, ob ein Sprung vorliegt, erschwert oder verhindert wird.

Es sind bislang diverse Verfahren zur automatisierten Entfaltung von Phasensignalen publiziert worden (siehe Abschnitt 3.3.1.3). Sie beziehen sich in der Regel auf den Verlauf eines Phasenspektrums (Phasenlage in Abhängigkeit von der Frequenz). Diese Signale zeichnen sich meist durch eine geringe Streuung der Daten und gleiche Frequenzabstände zwischen den einzelnen Punkten des Spektrums aus. Die mit dem Burst-System ermittelten Phasendaten lassen sich nicht durch eine Fouriertransformation aus **einem** vorliegenden Signal ermitteln. Stattdessen stammt jeder einzelne Messpunkt der Phasendaten aus der Fourier-Analyse eines weiteren Echosignals. Die Abstände der Messpunkte (in Rotationsrichtung des Rings) werden dabei durch die zeitlichen Abstände der Messungen definiert und sind in der Regel nicht äquidistant. Darüber hinaus sind sie durch die Einflüsse auf das Messsystem mit Abweichungen behaftet, so dass Phasenverläufe mit teilweise großen Streuungen entstehen können. Dementsprechend sind die in Abschnitt 3.3.1.3 vorgestellten Algorithmen zum Entfalten der Phasenwerte für die Auswertung der Ultraschallmessdaten nicht geeignet.

Da die Wanddickenvariationen der zu untersuchenden Ringe periodische Funktionen des Rotationswinkels ψ sind, muss ihr Verlauf stetig sein und sich durch Fourierreihen approximieren lassen (Abschnitt 3.3.2.2). Ein in Rahmen dieser Arbeit entwickelter, automatischer Entfaltungs-Algorithmus verwendet diese Bedingung für eine iterative Bewertung jedes im Phasendifferenzverlauf erkannten Sprungs. Bild 27 illustriert den Ablauf des Algorithmus.

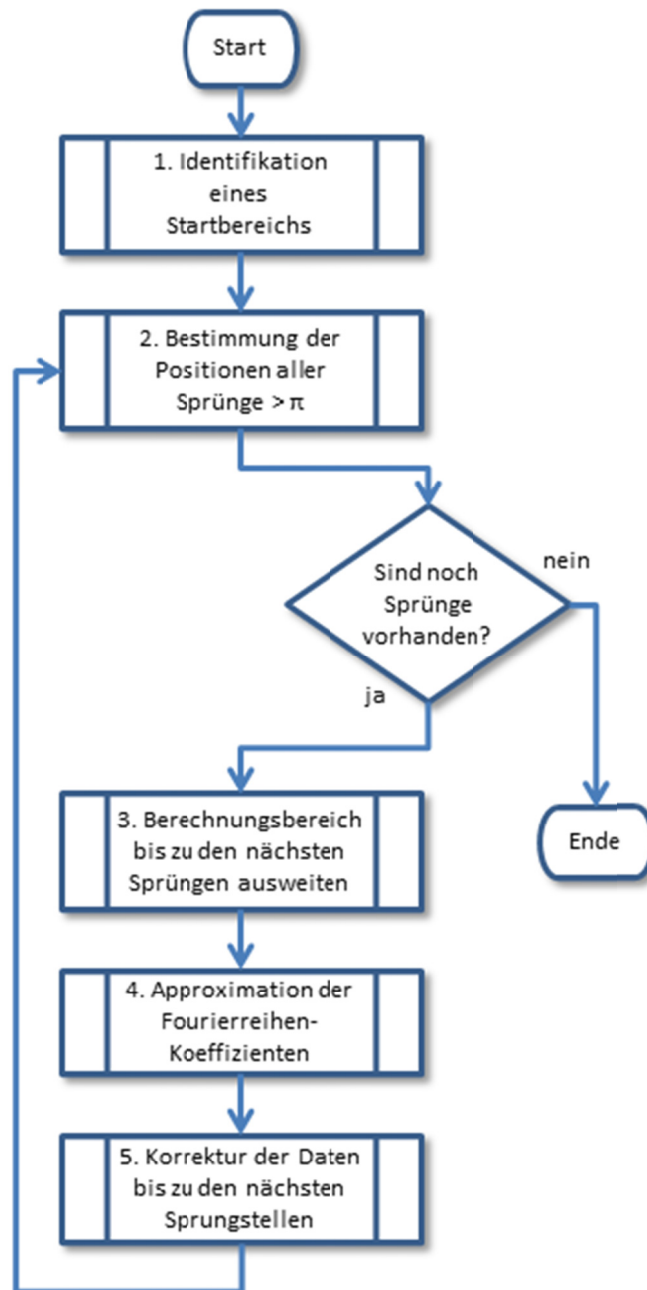


Bild 27: Ablaufdiagramm des Entfaltungsalgorithmus für Phasendifferenzverläufe mit großen Spannweiten.

Im ersten Schritt werden die gemessenen Phasenwerte bereichsweise ausgewertet, wobei jeder Bereich ca. 50 Messpunkte enthält und die Standardabweichung der Werte in jedem Bereich individuell berechnet wird. Ist die Standardabweichung eines Bereichs groß, liegen höchstwahrscheinlich Sprünge in diesem Bereich oder der Bereich enthält Daten mit einer hohen Steigung der Phasenwerte. Ist die Standardabweichung klein, kann davon ausgegangen werden, dass die Daten des Bereichs keine Sprünge enthalten und in der Nähe eines Maximums oder Minimums der entfalteten Phasendaten liegen (in Bild 26b mit den Pfeilen markierte Regionen). Die Region mit der kleinsten Standardabweichung (und damit der höchsten Wahrscheinlichkeit auf Sprungfrei-

heit) wird als erster Berechnungsbereich für die später erfolgende Fourier-Approximation definiert. Im zweiten Schritt identifiziert der Algorithmus die Positionen aller Sprünge, deren Beträge größer als π sind. Sind keine Sprünge vorhanden, betrachtet der Algorithmus den Datensatz als entfaltet. Existieren Sprünge, wird der aktuelle Berechnungsbereich im dritten Schritt so weit ausgedehnt, dass er gerade noch sprunfrei ist. Die Daten im ausgedehnten Bereich werden im Schritt vier durch eine Fourierreihe approximiert und aus den ermittelten Koeffizienten wird der theoretische Datenverlauf für alle Messpunkte zwischen dem Berechnungsbereich und den nächstgelegenen Sprungpositionen synthetisiert (extrapoliert). Schritt fünf beinhaltet die Korrektur der Messpunkte, für deren Positionen theoretische Daten synthetisiert wurden. Ihre Korrektur erfolgt einheitlich mit Vielfachen von $2 \cdot \pi$, so dass die korrigierten Messpunkte möglichst nahe am synthetisierten Datenverlauf liegen. Nach der Korrektur kehrt der Algorithmus zu Schritt zwei zurück und führt die Schritte zwei bis fünf so lange aus, bis der Datensatz sprunfrei ist.

Mit dem Algorithmus lassen sich Phasendifferenzverläufe mit Spannweiten von bis zu $20 \cdot \pi$ bei nicht zu starkem Rauschen entfalten, so dass mit ihrem Einsatz die bisher nicht erreichte Anforderung des Sonderforschungsbereichs an den maximalen Messbereich des Systems erfüllt werden kann.

6.2 Technische Umsetzung des Prinzips

Für die technische Umsetzung des entwickelten Funktionsprinzips lässt sich auf die Erkenntnisse von Benz zurückgreifen. Er erzielte hohe Ankoppleffizienzen mit einem Freistrahlsystem, das aus einer Düse mit eingebautem Transducer auf das Bauteil gerichtet wurde. Er konnte außerdem nachweisen, dass der in der Fertigungsmaschine verwendete Kühlschmierstoff zwar einen dämpfenden Einfluss auf die Echosignale hat, die Dickenmessung jedoch nicht nennenswert beeinflusst. Durch die Freistrahlsankopplung ist sein System in der Lage berührungslos zu messen, so dass kein Verschleiß an dem Messsystem auftritt. Hinzu kommt, dass gegebenenfalls vorhandene Späne in der Ankoppelstrecke aufgrund des verwendeten Freistrahls weggespült werden [Ben2002].

Dementsprechend ist auch für das Burst-System eine entsprechende Schallübertragung in das Bauteil geplant und wird bei der technischen Umsetzung berücksichtigt.

Da das Burst-Verfahren auf der Erzeugung eines sinusförmigen Schallbursts basiert, ist es nicht möglich, das System nur aus speziell für Ultraschallanwendungen entwickelten, kommerziell erhältlichen Komponenten aufzubauen. Stattdessen wird auf universelle Geräte oder Spezialbauteile aus anderen Anwendungsbereichen zurückgegriffen.

6.2.1 Systemkomponenten

Das Burst-Messsystem setzt sich aus den folgenden Komponenten zusammen (siehe Bild 28, Abschnitt 6.2.2.1):

- Signalgenerator
- Verstärker
- Steuerelektronik
- Transientenrekorderkarte
- Transducer mit Düse
- PC für Transientenrekorderkarte
- Halbleiterschalter

6.2.1.1 Signalgenerator

Bei dem verwendeten Signalgenerator handelt es sich um einen universell einsetzbaren Arbiträrsignalgenerator vom Typ 33250A der Firma Agilent Technologies. Er verfügt über einen Signalausgang, den er mit diversen (Burst-) Signalformen (Sägezahn, Rechteck, Sinus usw.) speisen kann. Er ermöglicht es, die für das Messsystem erforderlichen Sinus-Bursts im Frequenzbereich von $f_s = 1 \mu\text{Hz} - 80 \text{ MHz}$ zu generieren. Die Unsicherheit der Signalfrequenz liegt bei $u(f_s) < 1 \text{ ppm}$. Zur Kommunikation mit anderen Geräten verfügt er über eine IEEE-488 und eine RS-232-Schnittstelle. Außerdem kann das Sendesignal durch externe (TTL-Pegel) oder interne (Periode von 1 ms bis 500 s) Triggerereignisse ausgelöst werden. Der Signalausgang ist elektrisch mit 50Ω abgeschlossen.

6.2.1.2 Steuerelektronik

Um die Anforderungen des Sonderforschungsbereichs hinsichtlich der Messdatendichte entlang des Ringumfangs erfüllen zu können, muss das Burst-Messsystem mit einer möglichst hohen Mess-Wiederholrate betrieben werden. Da alle verwendeten Komponenten Triggerereignisse per TTL-Pegel auswerten können, erfolgt die Koordination der Zusammenarbeit der Komponenten über TTL-Signale einer Steuerelektronik. Sie wurde für diesen Zweck an der Universität Bremen entwickelt und ermöglicht es, eine Abfolge von zeitlich abgestimmten TTL-Pulsen mit einer Wiederholrate von mehr als 100 Hz zu senden. Sie schaltet das Gesamtsystem wiederkehrend über den Halbleiterschalter aus dem Sendemodus in den Empfangsmodus und umgekehrt.

6.2.1.3 Transducer mit Düse

Als Transducer kommt ein unfokussierter Tauchprüfkopf ISS 127-300 der Firma GE Inspection Technologies zum Einsatz. Sein aktives Element hat einen Durchmesser von 6,25 mm, seine Resonanzfrequenz beträgt 15 MHz und er ist stark gedämpft, um ein möglichst geringes Nachschwingen nach dem Ausschalten der resonanten Anregung zu erhalten. Seine Nahfeldlänge beträgt ca. 10 Zentimeter mit einem natürlichen Fokussdurchmesser von 2-3 mm. Da das Einkoppeln des Schallsignals über eine Freistrahlan-kopplung erfolgt, ist der Transducer dazu in einer selbst entwickelten Düse montiert.

Sie basiert auf der Erzeugung eines Flüssigkeitsstrahls mit Top-Hat-Profil an einer scharfen Kante und erzeugt einen verwirbelungsarmen Koppelmittelstrahl, der über mehrere Dezimeter stabil bleibt.

6.2.1.4 Halbleiterschalter

Zum Schutz der Empfangselektronik ist der Transducer nicht direkt mit ihr und dem Signalgenerator verbunden. Stattdessen ist er über einen 3/2-Wege-Halbleiterschalter aus dem Bereich des Mobilfunks mit den Komponenten gekoppelt. Der Schalter wechselt (abhängig von den Signalen der Steuerelektronik) immer zwischen den zwei Modi „Senden“ und „Empfangen“. Im Sendemodus schaltet er die Verbindung zwischen Signalgenerator und Transducer in einen niederohmigen Zustand und die Verbindung zur Empfangselektronik auf hochohmig. So erreicht der Großteil der Sendeenergie des Signalgenerators den Transducer und nur ein Bruchteil gelangt direkt in die Empfangselektronik. Im Empfangsmodus tauscht er die Zustände der beiden Anschlüsse, so dass sich das elektrische Signal der Echos ohne nennenswerte Abschwächung zur Empfangselektronik bewegt, während den Signalgenerator kaum Energie der Echos aus dem Bauteil erreicht.

6.2.1.5 Verstärker

Ein Verstärker ist in dem System erforderlich, da die vom Transducer produzierten elektrischen Signale, welche die Echoinformationen enthalten, im Vergleich zum gesendeten Signal sehr schwach sind. Dies liegt zum einen an der Wandlungseffizienz der Prüfköpfe und zum anderen an der starken Reflexion der Schallenergie an den Grenzflächen zwischen Koppelfluid und Bauteil. Der Grund dafür sind die hohen Unterschiede in den akustischen Impedanzen der beiden Schallmedien. Als Verstärker kommt ein universell einsetzbarer Typ (DHPVA) der Firma Femto Messtechnik GmbH zur Anwendung. Er ist in der Lage, elektrische Spannungen in 6 Stufen à 10 dB bei einem Abschlusswiderstand von 50 Ω bis zu einer Maximalspannung von 2 V zu verstärken. Bei einer Bandbreite von 0 bis 100 MHz weist er eine sehr niedrige DC-Drift und ein ebenfalls niedriges Eingangsrauschen auf.

6.2.1.6 Transientenrekorderkarte

Die verwendete Transientenrekorderkarte ist eine Weiterentwicklung der PC-Einsteckkarte, die von Benz in seinen Versuchen verwendet wurde [Ben2002]. Die weiterentwickelte Karte PCI-248 stammt von der Firma Spectrum Systementwicklung Micro-electronic GmbH und ist ebenfalls mit einem PCI-Bus-System ausgestattet. Sie ermöglicht die Abtastung von zwei Eingangskanälen (50 Ω -Abschluss) mit Frequenzen von bis zu $f_T = 400$ MHz. Sie kann mit verschiedenen Empfangsbereichen von 0 - 100 mV bis hin zu 0 - 5 V für die Eingangsspannung betrieben werden und bietet eine Auflösung der Spannungssignale von 8 bit.

6.2.1.7 Mess- und Auswerterechner

Für die Aufnahme der Transientenrekorderkarte wird ein Standard-Industrie-PC mit 19-Zoll-Gehäuse eingesetzt, der mehrere ISA- und PCI-Steckplätze bietet. Er ist mit einem 1 GHz-Prozessor und 2 GB RAM ausgestattet und dient zur Parametrierung und Ansteuerung der Transientenrekorderkarte vor und während der Messungen. Die hierzu entwickelte Software „cutassist“ ist als Funktionsbibliothek für das Softwarepaket Matlab realisiert, welches auf dem PC installiert ist.

6.2.2 Integration des Messsystems

Da es sich bei den Systemkomponenten entweder um universell einsetzbare Geräte oder um Eigenentwicklung für das Burst-Verfahren handelt, kann das Messsystem durch das Schließen weniger Steckverbindungen zusammengestellt werden. Für alle elektronischen Verbindungen zwischen den Komponenten kommen doppelt geschirmte Koaxialkabel mit BNC-Stecker zum Einsatz. Das komplette System ist in auf einem rollbaren Tisch montiert, um einen schnellen Transport zwischen Labor und Versuchstand in der Fertigungshalle zu ermöglichen.

6.2.2.1 Zusammenwirken der Komponenten

Im Bild 28 ist die Kombination der Komponenten des Burst-Messsystems schematisch dargestellt [Stö2007].

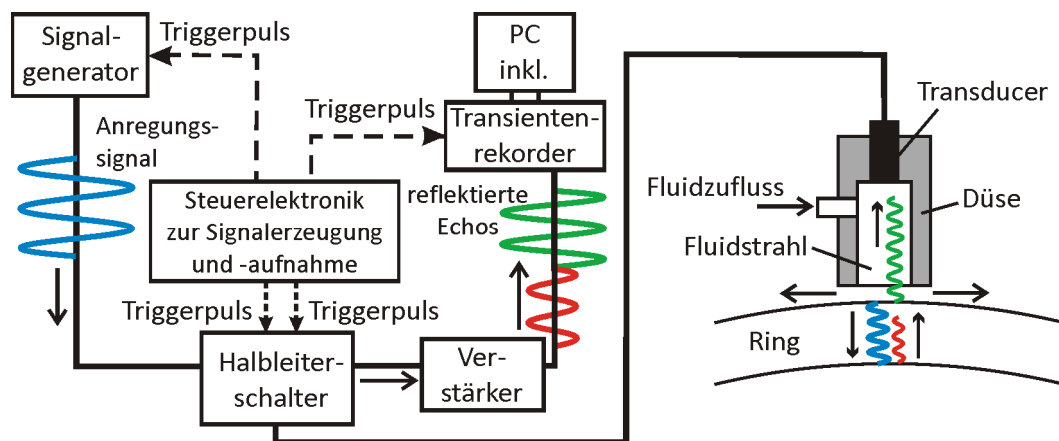


Bild 28: Schematische Darstellung des Messablaufs.

Nachdem die Steuerelektronik den Halbleiterschalter in den Sendemodus geschaltet hat, folgt ein Triggerpuls zum Signalgenerator, woraufhin dieser ein Burstsignal sendet. Gleichzeitig erhält der Transientenrekorder ebenfalls ein TTL-Triggersignal, das ihn zum Start der Abtastung seines Eingangskanals veranlasst. Das Burstsignal des Signalgenerators durchläuft die Strecke zum Halbleiterschalter und wird von dort aus größtenteils zum Transducer am Bauteil geleitet. Der wandelt das elektrische Signal in einen äquivalenten Schallpuls und empfängt die Echos anschließend. Diese laufen in elektrische Spannungen konvertiert zurück zum Halbleiterschalter. Da die Steuerung den Schalter

inzwischen in den Empfangsmodus geschaltet hat, gelangt das Echosignal durch den Verstärker in die Transientenrekorderkarte, wo es digitalisiert wird. Nach einer vorab festgelegten Anzahl an Abtastungen beendet die Rekorderkarte die Datenaufzeichnung und wartet auf einen neuen Triggerpuls von der Steuerung. In dieser Wartezeit (wenige ms) ruft der PC das digitalisierte Echosignal aus der Karte ab und speichert es in seinem RAM.

6.2.2.2 Auswertesoftware „cutassist“

Zur Parametrisierung und Steuerung der Datenerfassung dient die entwickelte Software „cutassist“. Sie ist als Funktionsbibliothek unter der Programmier- und Auswertesoftware Matlab realisiert, welche auf dem Industrie-PC installiert ist.

Die Funktionsbibliothek umfasst die in Abschnitt 6.1 dargestellten Auswertealgorithmen, sowie die für die Datenhandhabung erforderlichen Routinen zur Speicherung und Darstellung. Sie enthält Routinen zur Parametrisierung und Initialisierung der Messkarte und stellt die Schnittstelle für die Kommunikation mit dem Qualitätsregelkreis dar. Außerdem erlaubt sie den Zugriff auf die Information zur aktuellen Rotationsposition der Maschinenspindel. Für die einfache Bedienung sind die für den Messbetrieb erforderlichen Funktionen durch ein GUI steuerbar.

Da die Laufzeitumgebung des Qualitätsreglers auf einer DSpace-Karte implementiert ist (siehe Abschnitt 4.3), besteht die Möglichkeit, diese nicht als Stand-alone-System zu betreiben, sondern sie in einem PC mit PCI-Bus zu installieren. Dieses Vorgehen bietet für die Anwendung im Sonderforschungsbereich mehrere Vorteile. Erstens dient der Industrie-PC als einfach zu handhabender Host für die Überwachung und Parametrierung des Qualitätsregelkreises.

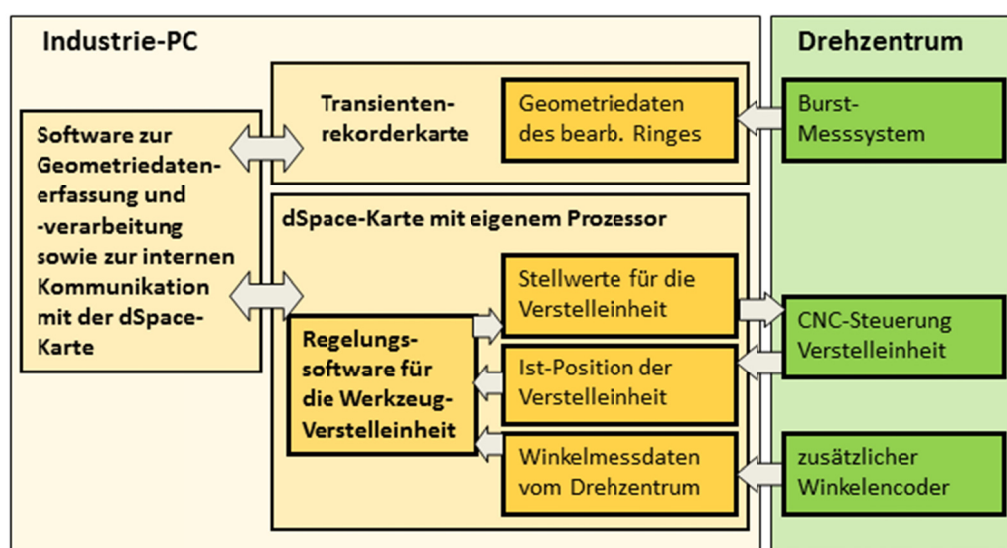


Bild 29: Datenaustausch zwischen den an der adaptiven Bearbeitung beteiligten Komponenten.

Zweitens bietet er über das Programmierpaket Matlab die Möglichkeit, mit einfachen Befehlen aus Matlab-Skripten heraus direkt auf die Variablen der Laufzeitumgebung des Qualitätsregelkreises und der Spindelpositionsüberwachung zuzugreifen. Drittens stellt er die Laufzeit- und Entwicklungsumgebung für die Auswertesoftware dar. Aufgrund dieser Vorteile, sind die unterschiedlichen Systeme auf dem Industrie-PC gemeinsam installiert, so dass für die Kommunikation der Auswertesoftware mit dem Qualitätsregelkreis und der Positionsüberwachung keine weiteren Schnittstellen erforderlich sind. Bild 29 fasst die Zusammenhänge zwischen den einzelnen Systemen grafisch zusammen.

Eine Kommunikation zur Automatisierung der Bearbeitungszyklen inklusive Messungen ist nicht vorgesehen, da im Rahmen der Untersuchungen des Sonderforschungsbereichs immer wieder Sondereinstellungen für die Messungen oder die Bearbeitungszyklen erforderlich sind, so dass eine dann permanent zu ändernde, automatisierte Steuerung nicht sinnvoll ist.

6.3 Integration in die Fertigungsumgebung

Die Integration des Burst-Messsystems in die Fertigungsmaschine beinhaltet im Wesentlichen die Montage der Koppeldüse inklusive Prüfkopf im Arbeitsraum der Maschine [Stö2009].

Die Untersuchungen von Benz zeigten, dass die Ausrichtung der Schallachse in Richtung der Spindelachse entscheidend für eine gute Signalqualität ist. Um ein regelmäßiges und aufwändiges Nachjustieren der Sensorausrichtung zu vermeiden, wurde ein Positioniersystem entworfen, mit dem sich Düse und Transducer elektrisch um wenige Grad quer zur Spindelachse verkippen lassen. Dieses System kann von außerhalb des Maschinenarbeitsraums angesteuert werden, so dass eine einfache und schnelle Justagemöglichkeit für die Transducerausrichtung existiert und die Beeinflussung der Signale durch eine abweichende Ausrichtung ausgeschlossen ist.

Da das Positioniersystem deutlich größer als die eigentliche Düse ist, resultiert aus seinem Einsatz ein Platzproblem in der Maschine. Die ursprünglich vorgesehenen Messpositionen auf Werkzeughöhe können bei der Verwendung des Systems nicht mehr realisiert werden. Eine Analyse zeigt drei mögliche Plätze auf, von denen zwei unterhalb der Zerspanebene des normalen Werkzeugs und der schnellen Werkzeugversteinheit liegen. Bei einer dortigen Positionierung ist davon auszugehen, dass das Positioniersystem und die Düse einem höheren Verschmutzungsrisiko durch Späne ausgesetzt sind. Bei der dritten möglichen Position existieren diese Probleme nicht, so dass das Positioniersystem inklusive Düse und Transducer oberhalb der schnellen Werkzeugversteinheit positioniert ist [Stö2013]. Bild 30 zeigt ein Foto des im Arbeitsraum montierten Messsystems.

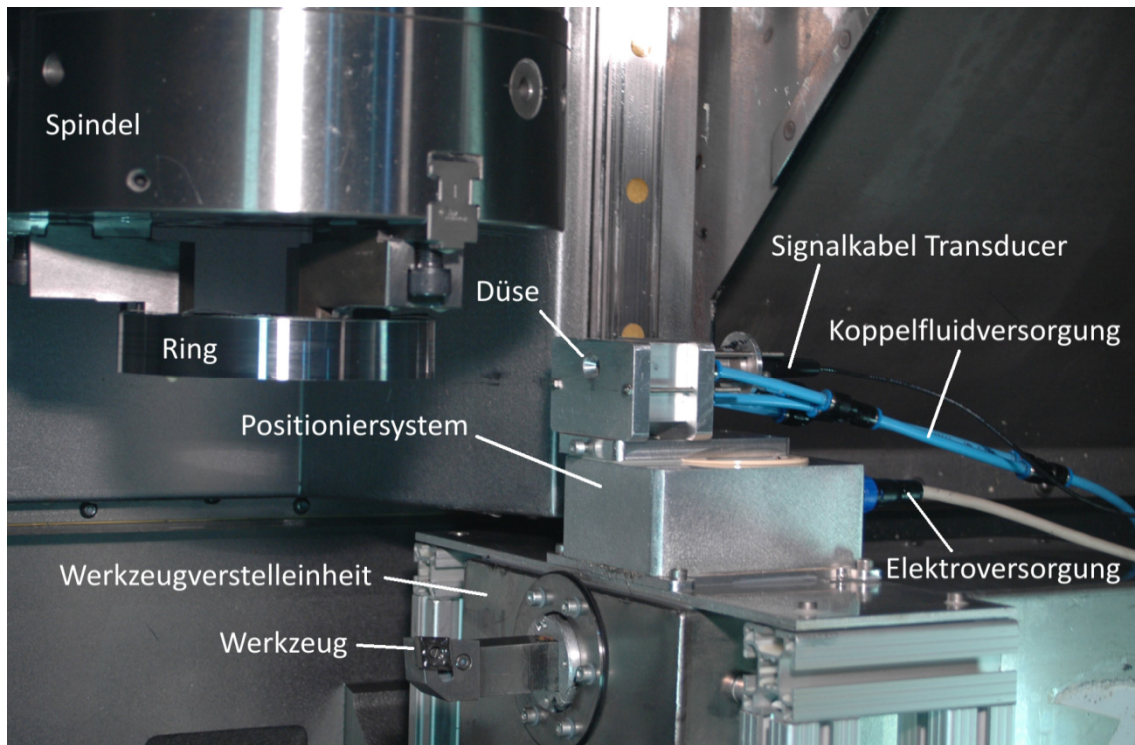


Bild 30: Oberhalb der schnellen Werkzeugverstelleinheit montiertes Positioniersystem inklusive Düse, Transducer und Anschlussleitungen.

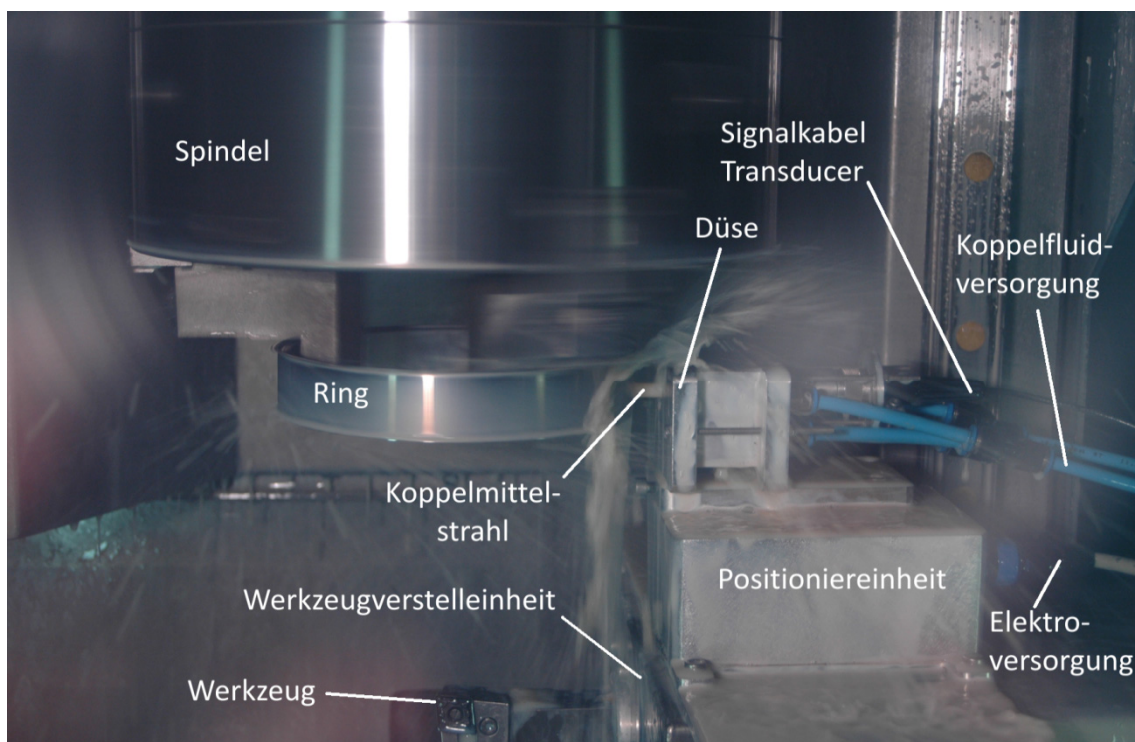


Bild 31: Burst-Messsystem während einer Ringmessung.

Die für die Ankopplung des Ultraschallsignals erforderliche Kühlschmierstoffversorgung der Düse ist in der Darstellung ebenfalls zu erkennen. Neben dem Elektrokabel für die Ansteuerung der Positioniereinheit verlaufen zwei weitere Schläuche. Sie sind unter-

halb der schnellen Werkzeugverstelleinheit an einen per Maschinensteuerung schaltbaren Kühlschmierstoffauslass der Maschine angeschlossen. Dieser Auslass ist während der Bearbeitung und den Messvorgängen permanent eingeschaltet, um auch außerhalb der Messzeit den Raum am Düsenausgang von Spänen frei zu spülen. Bild 31 zeigt das Messsystem mit eingeschaltetem Koppelstrahl während einer Ringmessung.

Wie in Abschnitt 6.2.2.2 schon erwähnt, ist eine Automatisierung des adaptiven Zerspanprozesses aktuell nicht vorgesehen. Daher erfolgt das Auslösen und Durchführen der Messungen mit dem Burst-System manuell über seine Steuersoftware. Für die in den Bearbeitungszyklen vorgesehenen Messungen wurden die NC-Programme so erweitert, dass der Ring nach jeder Bearbeitungsstufe in festen Höhen vor dem Sensor positioniert wird und der Bediener über die Maschinentastatur die nächste Position beziehungsweise die nächste Bearbeitungsstufe anfordern kann.

7 Referenzverfahren

Für die Prüfung der Eigenschaften und der Funktion sowie für die Kalibrierung eines Geometrie-Messsystems kommen in der Regel Normale zum Einsatz, deren Maße mit geringen Unsicherheiten bekannt sind (z.B. DIN10360-2:2009]. Für die Untersuchungen im Zerspanzentrum stehen jedoch keine Normale zur Verfügung, die unempfindlich gegenüber Wasser und Kühlschmierstoffen sind und eine Schallgeschwindigkeit aufweisen, die mit der des Ringwerkstoffs 100Cr6 vergleichbar ist. Daher wird das Ultraschallverfahren anhand von im Zerspanzentrum gefertigten Ringen überprüft (siehe Abschnitt 8.1). Die hierzu erforderlichen Referenzdaten stammen von zwei Koordinatenmessgeräten, auf denen die Ringe nach der Fertigung gemessen wurden. Durch den Vergleich der beiden Datensätze sollen

- die für die Kalibrierung des Ultraschallverfahrens erforderliche Wellenlänge der Ultraschallwelle im verwendeten Ringwerkstoffs ermittelt;
- die Funktion des Ultraschallmessverfahrens verifiziert;
- Beiträge für die Unsicherheitsbestimmung der Ultraschalldaten ermittelt

werden.

Für den Vergleich lassen sich nur die Werte der Waddickenvariation verwenden, da:

- a) das Ultraschallverfahren keine absoluten Waddicken ermitteln kann;
- b) die Mantelflächen der Ringe im eingespannten Zustand (Messung mit Ultraschall) eine andere Form als im ausgespannten Zustand (Messung mit Koordinatenmessgerät) aufweisen.

Alternativ zu der aufwändigen Vergleichsmessung von selbst gefertigten Ringen wäre auch die Herstellung eigener Normale (z.B. Parallelendmaße oder Stufennormale) aus dem Ringwerkstoff möglich gewesen. Dabei wäre es aber sehr wahrscheinlich, dass die ermittelte Normal-Wellenlänge von der tatsächlich in den gefertigten Ringen auftretenden Wellenlänge abweicht (siehe Abschnitt 8.1).

7.1 Verwendete Messgeräte

Als Messgeräte stehen ein Koordinatenmessgerät mit Drehtisch (PRIMAR MX4) der Firma Mahr GmbH und ein Portalkoordinatenmessgerät ohne Drehtisch (PMM654) der Firma Hexagon Metrology GmbH zur Verfügung. Beide Geräte sind in auf 20°C Soll-

temperatur klimatisierten Messräumen aufgestellt, welche die Voraussetzungen für einen Feinmessraum erfüllen [VDI2627:1998].

Die technischen Daten der Koordinatenmessgeräte inklusive der Messunsicherheitsangaben der Hersteller sind in Tabelle 4 aufgelistet. Sie beziehen sich auf die bei der Lieferung der Geräte gültige VDI-Richtlinie 2617 [VDI2617:1986]. Die messlängenabhängigen Unsicherheitsanteile wurden für die verwendete Ringgeometrie berechnet und die resultierende, erweiterte Gesamtunsicherheit in Tabelle 4 mit aufgeführt. Dabei ist zu berücksichtigen, dass sich diese Angaben auf eine Fehlerwahrscheinlichkeit von 5 % beziehen ($k = 1,96$). Bei den auf diesen Angaben basierenden Rechnungen in den folgenden Abschnitten wird jeweils auf die dort verwendete Fehlerwahrscheinlichkeit umgerechnet.

		PRIMAR MX4	PMM 654
Arbeitstemperatur in °C		20 ± 1	20 ± 1
Messvolumen in mm ³		600 x 600 x 700	600 * 500 * 400
Zulässige Werkstückmasse in kg		100	300
Auflösung der Achsen			
Linearachsen in µm		0,004	0,025
Rotationsachse in Bogensekunden		0,07	-
Längenmessunsicherheit (nach VDI 2617)			
U1 in µm	Standard	1,2 + L/500 mm	1,0 + L/400 mm
	für Ringgeometrie	1,5	1,4
U2 in µm	Standard	1,5 + L/300 mm	-
	für Ringgeometrie	2,0	-
U3 in µm	Standard	2,0 + L/300 mm	1,2 + L/300 mm
	für Ringgeometrie	2,5	1,5
Antastunsicherheit (nach VDI 2617)			
V2 in µm		1	0,7

Tabelle 4: Technische Daten der verwendeten Koordinatenmessgeräte.

7.2 Durchgeführte Messungen

7.2.1 Messbedingungen

Vor allen Koordinatenmessungen lagerten die Ringe mindestens 12 Stunden im klimatisierten Messraum, um die Temperaturdifferenzen zwischen Bauteil und Messgerät zu minimieren.

Eine Auflage mit 3 Magneten, mit welcher die Ringe in radialer Richtung kraftfrei gehalten werden, stellt eine stabile Positionierung der Ringe im Messvolumen der

PMM 654 sicher. Auf dem Koordinatenmessgerät PRIMAR MX4 spannen speziell angefertigte Blockbacken die Ringe in einem Dreibackenfutter mit geringer Spannkraft. Die Ringe liegen dabei auf den Blockbacken auf und werden nur am unteren Ringrand auf 1 mm Höhe in radialer Richtung gespannt. Bild 32 zeigt ein Foto eines eingespannten Rings im Dreibackenfutter der PRIMAR MX4.

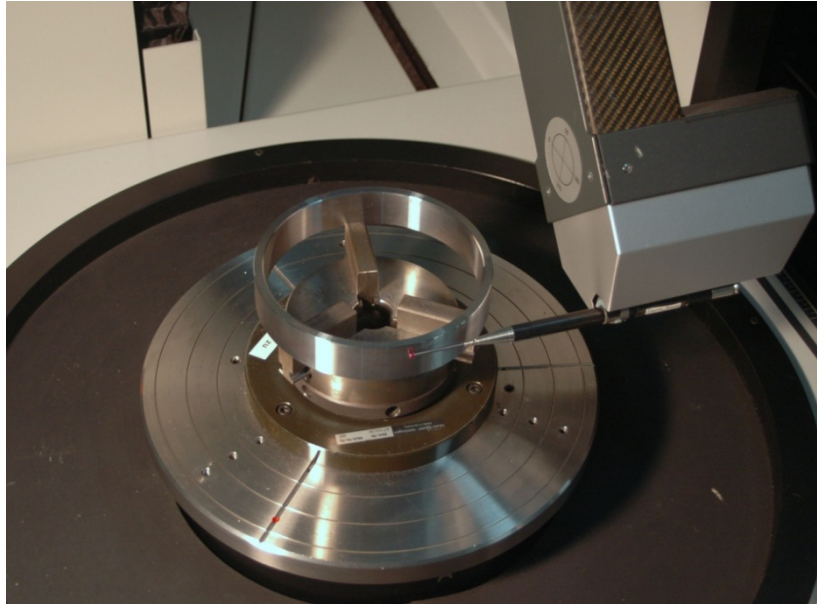


Bild 32: Ring eingespannt im Dreibackenfutter des Messgeräts PRIMAR MX4.

Bei allen Messungen wurden die Nullpunktmarkierungen der Ringe (siehe Bild 33) bei der Einspannung so ausgerichtet, dass sie mit der Null-Grad-Markierung des Drehtisches (PRIMAR MX4) übereinstimmen bzw. auf der x-Achse des Koordinatenmessgerätes (PMM 654) lagen.

Auf beiden Messgeräten kam für die Messungen an allen Ringen ein Taster mit einer Rubinkugel zum Einsatz, deren Nenn-Durchmesser 3 mm betrug. Diese Tastkugel wurde regelmäßig überprüft und bei Formabweichungen größer als 1,5 μm gegen eine neue Kugel ausgetauscht.

7.2.2 Messablauf

Vor der Erfassung der Geometriedaten werden die Ringe nach der Aufspannung mechanisch (PRIMAR MX4) oder mathematisch (PMM 654) anhand einer Zylindermessung ausgerichtet. Die Zylindermessung besteht aus zwei Kreismessungen auf der äußeren Mantelfläche und die Ausrichtung orientiert die Zylinderachse kollinear zur z-Achse des Koordinatenmessgeräts. So ist sichergestellt, dass die Ebene, in welcher das jeweils gemessene Kreisprofil liegt, senkrecht zur Achse des Rings ausgerichtet ist. Damit können keine deutlichen Abweichungen aufgrund einer Verkipfung zwischen Ringachse und z-Achse des Messgeräts entstehen.

In der Folge wird mit einer weiteren Messung von 2 Kreislinien auf der äußeren Mantelfläche und einer Antastung auf der oberen Stirnseite das Werkstück-Koordinatensystem gemäß Bild 33 definiert. Sein Koordinatenursprung liegt auf dem Schnittpunkt der Zylinderachse mit der Ebene, die senkrecht zur Zylinderachse liegt und gleichzeitig den gemessenen Punkt der oberen Stirnseite enthält. Die z-Achse ergibt sich kollinear zur Zylinderachse und die x-Achse folgt aus der Verbindungslinie zwischen Koordinatenursprung und angetastetem Punkt. Die y-Achse wird so definiert, dass sie senkrecht zu den beiden anderen Achsen und durch den Koordinatenursprung verläuft.

Nach der Definition des Werkstück-Koordinatensystems erfasst das Koordinatenmessgerät die Mantelflächen der Ringe in Werkstück-Koordinaten. Mit dem Messgerät PRIMAR MX4 werden 9 Kreisprofile auf der äußeren Mantelfläche und 7 Kreisprofile auf der inneren Fläche gescannt (Bild 33). Das Gerät PMM 654 nimmt jeweils 3 Messprofile innen und außen auf.

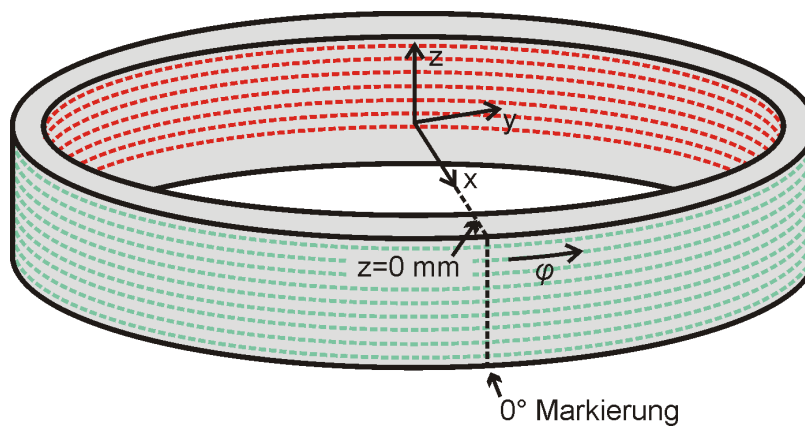


Bild 33: Orientierung des Werkstückkoordinatensystems und Lage der gemessenen Profile auf den Ring-Mantelflächen für das Messgerät PRIMAR.

Innen reichen die Messungen nicht bis zur gleichen Tiefe wie die Außenmessungen, da dort bei beiden Messgeräten die Aufspannung des Rings zu Kollisionen mit dem Taster führt. Neben den Elementen auf den Mantelflächen erfassen beide Geräte noch jeweils ein Kreiselement auf den beiden Stirnseiten mit dem Radius $r = 69,5 \text{ mm}$.

Tabelle 5 gibt die z-Positionen der einzelnen Profile auf den Ring-Mantelflächen an.

Beide Messgeräte führen eine Tastkugelradius-Korrektur der Antastpunkte durch, bevor die Rohdaten als ASCII-Datei gespeichert werden. Jedes gemessene Profil startet in der Datei mit einer beschreibenden Kommentarzeile, auf welche die gemessenen Daten in der Form „Messpunktnummer x-Wert y-Wert z-Wert“ folgen. In jeder Zeile der Datei befinden sich somit die Koordinaten genau eines Messpunkts.

Messpositionen in z-Richtung des Werkstückkoordinatensystems in mm	Primar MX 4		PMM 654	
	Innen	Aussen	Innen	Aussen
	-1	-1		
	-4	-4	-3	-3
	-7	-7		
	-10	-10		
	-13	-13	-13	-13
	-16	-16		
	-19	-19		
	-22			-21
	-25		-23	

Tabelle 5: Messpositionen der Profile auf den Ring-Mantelflächen im Werkstückkoordinatensystem aus Bild 33.

7.3 Auswertemethode für die Geometriedaten

Für den Vergleich der Messdaten des Ultraschallverfahrens mit den Daten der Koordinatenmessungen müssen die Wanddickeninformationen der beiden Verfahren idealerweise von den gleichen Stellen auf der Ringoberfläche stammen. Aufgrund der Unsicherheit der Positionierung des Ultraschallsystems im Arbeitsraum des Zerspanzentrums von mindestens 200 μm konnte diese Bedingung bei den gewünschten Messpositionsdifferenzen von wenigen Mikrometern technisch nicht realisiert werden.

Somit hat die Auswertung der Geometriedaten der Koordinatenmessungen **nicht** das vergleichsweise einfache Ziel aus jeweils einem auf der Innenseite und einem auf der Außenseite des Rings gemessenen Punkt die lokale Wanddicke d_i zu ermitteln. Stattdessen wurde eine Methode entwickelt, um aus den Messdaten der Innen- und Außen-Mantelfläche jeweils eine mathematische Beschreibung der kompletten Mantelfläche für beliebige Zylinderkoordinaten (ψ, z) zu generieren und aus diesen Beschreibungen einen funktionalen Zusammenhang für die lokale Wanddicke abzuleiten. In diesem Zusammenhang war die z-Koordinate mit zu berücksichtigen, da die gefertigten Ring-Mantelflächen teilweise eine deutliche Formvariation in axialer Richtung (Konizität) aufwiesen.

Mit der ermittelten Gleichung für die Wanddicke können die Vergleichswerte für jede Ultraschall-Messposition inklusive einer Unsicherheitsabschätzung berechnet werden.

7.3.1 Mathematische Beschreibung der Ring-Mantelflächen

Die Auswertung der Koordinatenmessungen hinsichtlich der mathematischen Beschreibung der Ringoberfläche erfolgt über entwickelte Prozeduren im Softwarepaket

Matlab. Dabei werden die gemessenen Profile auf den beiden Ringstirnseiten nicht verwendet, da sie für die Vergleiche mit den Ultraschalldaten nicht erforderlich sind.

7.3.1.1 Definition der mathematischen Funktion

Die Lage eines Punkts auf einer der beiden Mantelflächen lässt sich durch den Abstand des Punkts zum Koordinatenursprung, dem Ortsvektor $\mathbf{r}(\psi, z)$, beschreiben. Er setzt sich aus den folgenden Komponenten zusammen (Bild 34):

- dem Radius r_0 eines Ausgleichszylinders, der in den gemeinsamen Datensatz aller gemessenen Punkte der Mantelfläche approximiert wird,
- dem Punkt mit der Höhe z auf der Achse des Zylinders $\mathbf{x} = (0, 0, z)$
- der lokalen Abweichung $\Delta r(\psi, z)$ vom Radius des Zylinders, die durch die Formabweichungen des Rings bedingt ist.

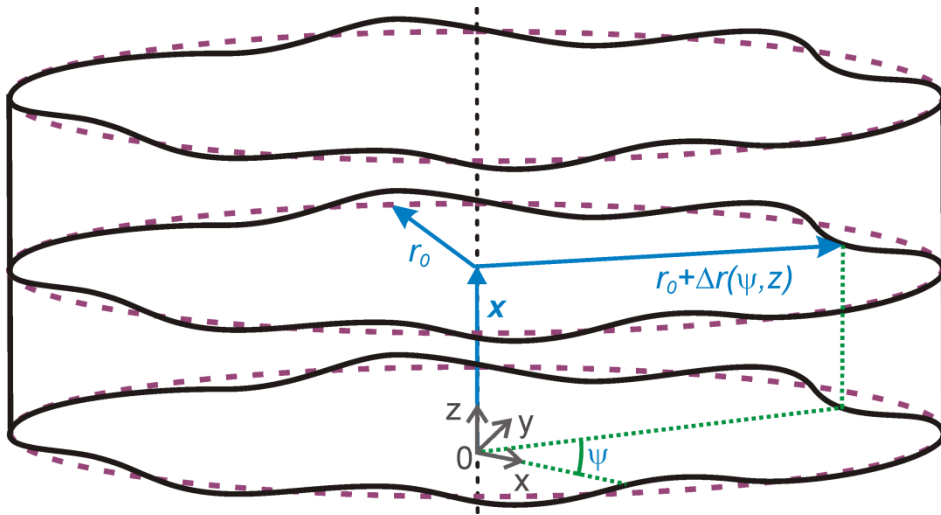


Bild 34: Zylinder (gestrichelt) mit Formabweichungen inkl. der beschreibenden Terme für beliebige Punkte auf der Mantelfläche.

Diese Beschreibung basiert auf der Annahme, dass die Verkippung der Zylinderachse gegenüber der z -Achse des Koordinatensystems aufgrund der bei Messbeginn erfolgten Ausrichtung vernachlässigbar klein ist. Somit lässt sich der Ortsvektor $\mathbf{r}(\psi, z)$ mit Gleichung 89 bestimmen.

$$\mathbf{r}(\psi, z) = \mathbf{x} + (r_0 + \Delta r(\psi, z)) \cdot \begin{pmatrix} \cos \psi \\ \sin \psi \\ 0 \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 89}$$

Zur Beschreibung der Abweichungen Δr der Mantelfläche vom Radius des Ausgleichszylinders kommen Fourierreihen mit einer maximalen Ordnung q aufgrund ihrer guten Eignung für beliebig geformte, periodische Signale (siehe Abschnitt 3.3.2.2) zum Einsatz. Mit ihnen lässt sich die Abweichung in Abhängigkeit von der Rotationsposition ψ wie in Gleichung 32 berechnen.

Dabei muss berücksichtigt werden, dass die Formabweichungen der Mantelfläche axial variieren konnten, so dass die Fourierreihen-Koeffizienten a_g und b_g abhängig von der z-Koordinate sind (Gleichung 90).

$$\Delta r(\psi, z) = \sum_{g=0}^q a_g(z) \cdot \cos(g \cdot \psi) + \sum_{g=1}^q b_g(z) \cdot \sin(g \cdot \psi) \quad \text{Gleichung 90}$$

Diese z-Abhängigkeit lässt sich mit Hilfe von Polynomfunktionen (Gleichung 91) der Ordnungen eins bis drei mathematisch darstellen. Die dabei verwendete Zentrierung der z-Koordinaten auf den Mittelwert z_M aller Messungen der Mantelfläche dient dazu, die Ordnung der Polynome möglichst niedrig zu halten und so die Anzahl der Parameter für die Beschreibung der Mantelfläche zu minimieren.

$$\begin{aligned} a_g(z) &= p_{ag,3} \cdot (z - z_M)^3 + p_{ag,2} \cdot (z - z_M)^2 + p_{ag,1} \cdot (z - z_M) + p_{ag,0} \\ b_g(z) &= p_{bg,3} \cdot (z - z_M)^3 + p_{bg,2} \cdot (z - z_M)^2 + p_{bg,1} \cdot (z - z_M) + p_{bg,0} \end{aligned} \quad \text{Gleichung 91}$$

Auftretende Formvariationen bei der Ringzerspannung werden im Wesentlichen durch die Reaktion des Werkstücks auf die Kräfte am Werkzeug und am Spannfutter beeinflusst (siehe Abschnitt 3.1). Dadurch ergeben sich bei den durchgeführten Versuchen keine starken Änderungen der Fourierreihen-Koeffizienten entlang der z-Achse (Peaks, hohe Gradienten), so dass die resultierenden Verläufe durch die verwendeten Polynomfunktionen gut beschrieben werden.

Aus den Gleichungen 91, 90 und 89 ergibt sich Gleichung 92:

$$\begin{aligned} \mathbf{r}(\psi, z) &= \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ z \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \cos \psi \\ \sin \psi \\ 1 \end{pmatrix} \cdot (r_0 + \dots \\ &\sum_{g=0}^q (p_{ag,3} \cdot (z - z_M)^3 + p_{ag,2} \cdot (z - z_M)^2 + p_{ag,1} \cdot (z - z_M) + p_{ag,0}) \cdot \cos(g \cdot \psi) + \dots \\ &\sum_{g=1}^q (p_{bg,3} \cdot (z - z_M)^3 + p_{bg,2} \cdot (z - z_M)^2 + p_{bg,1} \cdot (z - z_M) + p_{bg,0}) \cdot \sin(g \cdot \psi) \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 92}$$

Diese Gleichung beschreibt jeden Punkt einer Mantelfläche der für die Versuche verwendeten Ringe in Abhängigkeit von vorgegebenen Zylinderkoordinaten (ψ, z) . Ihre Verwendung zur Bestimmung von beliebigen (x, y, z) -Punktkoordinaten erfordert die Kenntnis der Werte der $2+(q+1)*4+q*4$ Parameter:

- $r_0, z_M,$
- $(p_{ag,3}; p_{ag,2}; p_{ag,1}; p_{ag,0}),$
- $(p_{bg,3}; p_{bg,2}; p_{bg,1}; p_{bg,0}).$

7.3.1.2 Algorithmus zur Bestimmung der Parameter

Um die oben genannten Parameter zu bestimmen, findet der in Bild 35 dargestellte Algorithmus Anwendung. Er läuft für beide Mantelflächen eines Rings gleichartig ab und besteht aus 7 Schritten, die solange durchgeführt werden, bis ein Abbruchkriterium erfüllt ist. Dieses besteht darin, dass beim aktuellen Durchlauf keine weiteren Ausreißer zu den bisher gefundenen hinzukommen. Die gesuchten Parameter aus Gleichung 92 sind im Bild 35 fett umrandet.

Der Ablauf der einzelnen Schritte des Algorithmus und die erzielten Resultate werden im Folgenden genauer beschrieben.

1. *Bestimmung der Abstände r_i der Punkte aller gemessenen Profile einer Mantelfläche zur z-Achse*

Da die gemessenen Profile im ermittelten Werkstückkoordinatensystem vorliegen, befinden sich die Punkte jedes Profils jeweils auf einer Ebene senkrecht zur z-Achse des Werkstückkoordinatensystems. Somit kann der Abstand eines Punktes zur z-Achse (Radius r_i) durch die Gleichung 93 berechnet werden.

$$r_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2} \quad \text{Gleichung 93}$$

Außerdem lässt sich die Winkellage ψ des Punktes im Werkstückkoordinatensystem, die für den Schritt 4 erforderlich ist, über die Gleichung 94 bestimmen.

$$\psi_i = \arctan\left(\frac{y_i}{x_i}\right) \quad \text{Gleichung 94}$$

2. *Approximation des Ausgleichszynders in die Punkte aller gemessenen Profile einer Ring-Mantelfläche.*

Die Approximation erfolgt im Softwarepaket Matlab mit einer open-source Funktionssammlung [Smi2002], welche die Abstandsdefinition aus Gleichung 29 und die Koeffizientenmatrix \mathbf{C} aus Gleichung 31 verwendet. Aus der Approximation ergibt sich der oben genannte Parameter r_0 des Ausgleichszynders sowie der Centroid $\mathbf{x}_0 = (x_M, y_M, z_M)$ der Zylinderachse, der die mittlere z-Position der Profile z_M definiert.

Bild 36 zeigt beispielhaft den gemessenen Datensatz einer äußeren Mantelfläche (mit überhöht dargestellten Abweichungen) inklusive dem approximierten Ausgleichszyylinder.

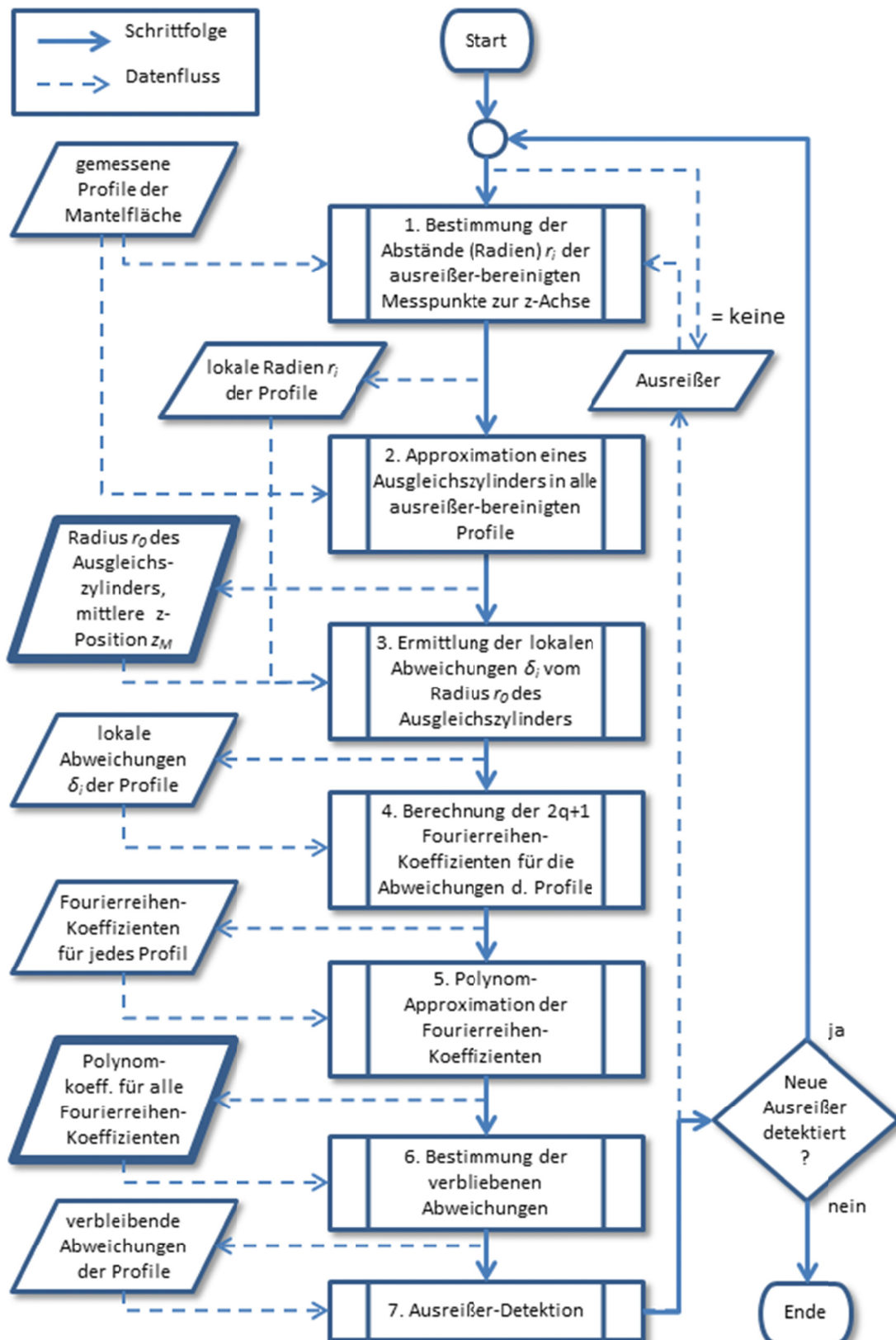


Bild 35: Ablaufdiagramm des Algorithmus zur Bestimmung der Parameter für die Mantelflächenbeschreibung.

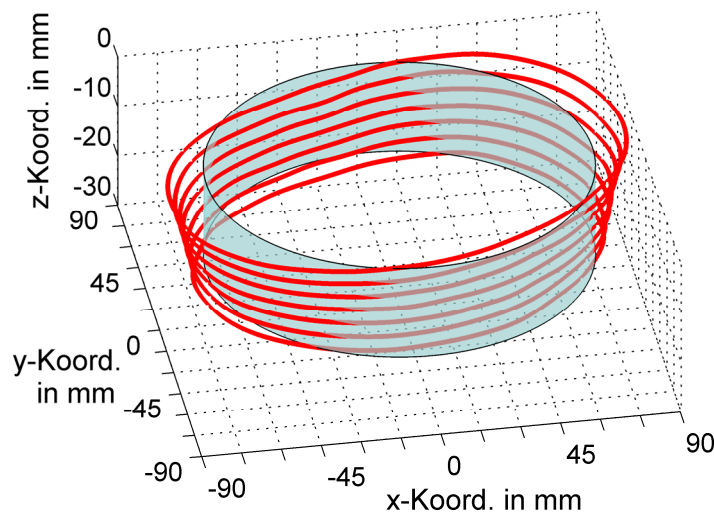


Bild 36: Messpunkte einer Ring-Außenseite (Linien) und approximierter Ausgleichszylinder (transparent).

3. *Bestimmung der lokalen Abweichungen δ_i jedes Messpunkts (x_i, y_i, z_i) vom Radius r_0 des Ausgleichszylinders.*

Die lokalen Abweichungen ergeben sich durch Subtraktion des Radius r_0 von den ermittelten lokalen Radien r_i .

$$\delta_i = r_i - r_0 \quad \text{Gleichung 95}$$

Bild 37 stellt die berechneten lokalen Radien r_i und Abweichungen δ_i eines Profils aus Bild 36 über dem Rotationswinkel ψ des Rings dar.

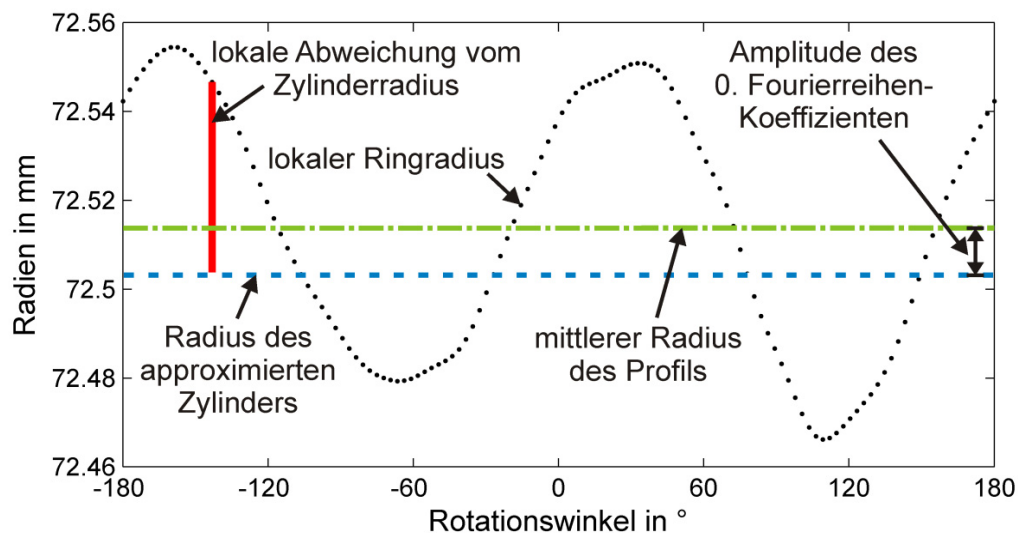


Bild 37: Darstellung der Radien des 2. Messprofils der Daten aus Bild 36 in Abhängigkeit vom Rotationswinkel.

Es zeigt darüber hinaus den Radius r_0 des in Schritt 2 ermittelten Ausgleichszylinders sowie den mittleren Radius des dargestellten Profils. Diese beiden Radien können unterschiedliche Werte annehmen, da der Radius r_0 des Zylinders den

mittleren Radius aller Messungen aller Profile repräsentiert und einige Ringe nennenswerte Formvariationen in axialer (z -) Richtung aufweisen. Somit variiert auch der mittlere Radius der Profile in Abhängigkeit von der z -Achse. Die Differenz dieser beiden Radien entspricht dem in Schritt 4 ermittelten Fourierreihen-Koeffizienten der 0. Ordnung.

4. *Berechnung der Fourierreihen-Koeffizienten aus den Abweichungen δ_i jedes gemessenen Profils.*

Prinzipiell gilt, dass die Terme einer Fourierreihe ein orthonormales Funktionssystem bilden, so dass sie alle linear unabhängig voneinander sind. Demzufolge könnten die Koeffizienten der Fourierreihe über eine Fast Fourier Transformation ermittelt werden. Dies ist für die verwendeten Ringe jedoch nicht möglich, da einzelne Messpunkte als Ausreißer aus den gemessenen Profilen ausgeschlossen werden (siehe Schritt 7) und somit die erforderliche Äquidistanz der Messwerte nicht mehr gewährleistet ist. Daher approximiert ein ebenfalls in Matlab entwickelter Algorithmus die Fourierreihe numerisch anhand der Koeffizientenmatrix aus Gleichung 36. Die Startwerte für die Approximation berechnet der entwickelte Algorithmus mit einer Fast-Fourier-Transformation aus den gegebenenfalls nicht-äquidistanten Messwerten. Die dadurch entstehenden Abweichungen der Startwerte für die Fourierreihen-Koeffizienten beeinflussen die Approximation nicht negativ. Die Approximationsroutine konvergiert in jedem untersuchten Fall nicht langsamer als ohne Startwerte. In der Regel führt die Verwendung der berechneten Startwerte zu deutlich kürzeren Rechenzeiten.

Bei der Berechnung der Fourierreihen-Koeffizienten finden bei allen ausgewerteten Ringen die Ordnungen 1 bis 18 Berücksichtigung. Die Verwendung höherer Ordnungen ist aus fertigungstechnischer Sicht nicht erforderlich und führt außerdem zur Entstehung von mathematischen Artefakten, welche die Koeffizienten verfälschen. Darüber hinaus berichtet Hernla, „dass sich (für geometrische Messungen mit Koordinatenmessgeräten) schon bei Verwendung der 2. bis 15. Ordnung die Mehrzahl der Profile gut beschreiben lässt“ und verweist hierzu auf weitere Quellen [Her1992]. Der Algorithmus berücksichtigt alle bis zur 18. Ordnung, da er für unterschiedlich gefertigte Ringe einsetzbar sein soll, ohne ihn jeweils an die zu erwartenden Ordnungen anpassen zu müssen. Diese universelle Einsetzbarkeit überwiegt die resultierenden Nachteile, die im verringerten Effekt der Datenreduktion (siehe Abschnitt 3.3.2.2.4), der Erhöhung der Unsicherheit der berechneten Radien $r(\psi, z)$ und der Verlängerung der Rechenzeiten bestehen. Die Unsicherheit erhöht sich im Vergleich zum Fall definiert ausgewählter Ordnungen, da für jede weitere berücksichtigte Ordnung ein zusätzlicher (gleich großer) Beitrag (Gleichung 62) in die Kalkulation der Unsicherheit einfließt, während die Summe der verbleibenden Abweichungen (Gleichung 61) vergleichsweise geringfügig sinkt.

Mit der Auswahl der zu berücksichtigenden Koeffizienten über eine statistische Analyse würden diese Nachteile nicht auftreten. Diese Möglichkeit wird in dieser Arbeit jedoch nicht umgesetzt, da sie die Auswertedauer aufgrund ihrer aufwändigen, iterativen Vorgehensweise deutlich erhöhen würde.

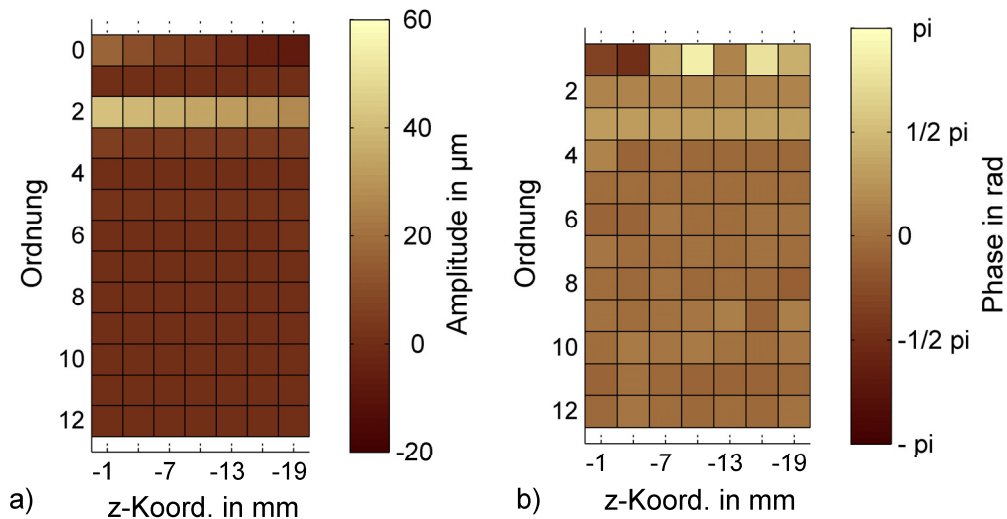


Bild 38: Approximierte, farblich kodierte Fourierreihen-Koeffizienten bis Ordnung 12 für die Abweichungen der sieben gemessenen Profile aus Bild 36: a) Amplitude; b) Phasenlage.

Bild 38 zeigt exemplarisch die berechneten Fourierreihen-Koeffizienten des Rings aus Bild 36 farblich kodiert für alle gemessenen Profile in Amplituden-Phasen-Notation gemäß Gleichung 33. Die vorherrschende Ovalität des Rings ist in Bild 38a deutlich in den erhöhten Amplituden der Fourierreihen-Koeffizienten zweiter Ordnung erkennbar, die mit sinkender z-Position ebenfalls abnehmen. Dies korrespondiert mit der abnehmenden Ovalität der Profillinien in Bild 36. Die Ovalität des Rings variiert in axialer Richtung zwar in der Amplitude aber nicht in der Ausrichtung. Daher ist die Phasenlage des Fourierterms 2. Ordnung in Bild 38b für alle z-Koordinaten nahezu gleich.

Der Koeffizient der 0. Ordnung (erste Zeile in Bild 38a) gibt die Differenz des mittleren Radius des jeweiligen Messprofils zum Radius r_0 des Ausgleichszylinders an (siehe Bild 37) und quantifiziert damit die Maßvariation des Rings in axialer Richtung. Da diese Größe für den gesamten Kreisumfang eines Profils gilt, kann keine dazugehörige Phasenlage der 0. Ordnung (Bild 38b beginnt mit Ordnung 1) berechnet werden.

Die Koeffizienten der ersten Ordnung beschreiben die Abweichung des Mittelpunkts des gemessenen Profils von der z-Achse des Werkstückkoordinatensystems (Distanz und Winkellage), während die höheren Ordnungen die Dreieckigkeit, die Viereckigkeit usw. des Profils quantifizieren.

5. *Polynom-Approximation aller Fourierreihen-Koeffizienten in Abhängigkeit von der z-Koordinate.*

Um die Änderungen in Abhängigkeit von der z-Koordinate bei der mathematischen Beschreibung der Mantelflächen zu berücksichtigen, wird das Verhalten der Koeffizienten einer Ordnung g jeweils durch ein Polynom der Ordnung 1 bis 3 approximiert. Die Auswahl der Polynom-Ordnung erfolgt automatisch auf der Basis der Variation der Werte der Fourierreihen-Koeffizienten in z-Richtung.

Wie im Beispiel im Abschnitt 3.3.1.1 dargestellt, wird für jeden Fourierreihen-Koeffizienten die Zielfunktion für die Approximation mit der gewählten Polynom-Ordnung ausgewählt und das sich daraus ergebende Bestimmungsgleichungssystem (siehe Gleichung 22) numerisch gelöst. Als Lösung ergibt sich der Vektor mit den Polynomparametern $p_{ag,0}$, $p_{ag,1}$, $(p_{ag,2})$, $(p_{ag,3})$, $p_{bg,0}$, $p_{bg,1}$, $(p_{bg,2})$ und $(p_{bg,3})$, wobei der letzte Index der Parameter dem Exponenten der zentrierten z-Koordinate ($z-z_M$) im Polynom entspricht. Die in Klammern gesetzten Parameter werden optional in Abhängigkeit von der gewählten Polynom-Ordnung bestimmt.

Die Approximation von Polynomen bietet sich für die Berücksichtigung der z-Abhängigkeit der Fourierreihen-Koeffizienten an, da diese die hochfrequenten Rauschanteile, die durch zufällige Abweichungen der gemessenen Profile entstehen, aus dem Verhalten der Fourierreihen-Koeffizienten „herausfilterten“. So resultiert ein dem Fertigungsverfahren entsprechender Koeffizienten-Verlauf in Abhängigkeit von der z-Koordinate.

Die Bilder 39 und 40 zeigen exemplarisch die Verläufe der Fourierreihen-Koeffizienten b_2 und b_{14} der äußeren Mantelfläche des Rings aus Bild 36. In jedem der Bilder sind die erweiterten Unsicherheiten ($k=2$) der Fourierreihen-Koeffizienten als senkrechte Balken eingetragen (siehe Abschnitt 7.3.1.3), wobei sie beim Koeffizienten 2. Ordnung aufgrund ihrer geringen Größe gegenüber den Koeffizientenwerten kaum zu erkennen sind.

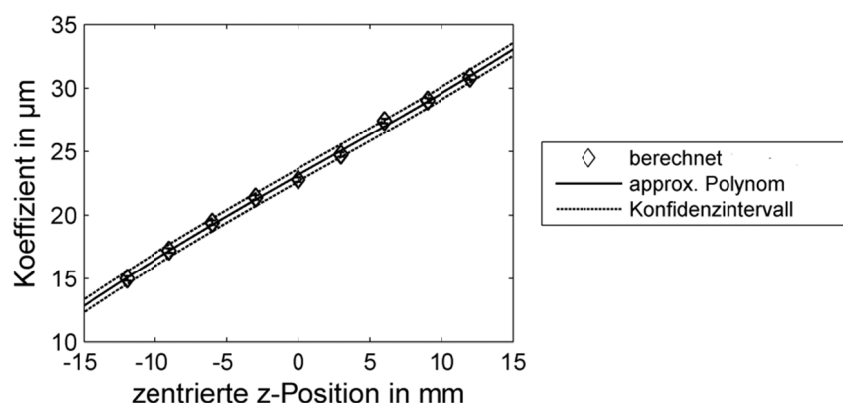


Bild 39: Verlauf des Fourierreihen-Koeffizienten b_2 der äußeren Ring-Mantelfläche aus Bild 36 inklusive dem approximierten Polynom und seinem erweiterten Unsicherheitsintervall.

Darüber hinaus zeigen beide Bilder jeweils den Verlauf der approximierten Polynomfunktion und ihren erweiterten Unsicherheitsbereich mit $k=2$ (siehe Abschnitt 7.3.1.3).

Bild 39 stellt den Verlauf eines Fourierreihen-Koeffizienten dar, der maßgeblich zur Form der Abweichungen von der Zylindergeometrie beiträgt. Es ist zu erkennen, dass die Amplitude des Fourierreihen-Koeffizienten der 2. Ordnung mit sinkender z -Koordinate abnimmt (wie auch in Bild 38 ersichtlich) und dass das approximierte Polynom die Daten mit nur geringen Abweichungen beschreibt. Diese niedrigen Abweichungen können bei allen Koeffizienten der untersuchten Ringe festgestellt werden, welche nennenswert zu den Formabweichungen der Ring-Mantelflächen beitragen. Bis auf wenige Ausnahmen liegen die Werte dieser Fourierreihen-Koeffizienten bei allen Ringen deutlich oberhalb $2\text{ }\mu\text{m}$ und innerhalb des erweiterten Unsicherheitsbereichs des jeweiligen Polynoms.

Bild 40 zeigt beispielhaft die Daten eines unbedeutenden Fourierreihen-Koeffizienten, dessen Einfluss auf die Formabweichung vom Zylinder sehr klein ist. Bei Koeffizienten mit Amplituden kleiner als $1\text{ }\mu\text{m}$ wird aufgrund der Streuung der Daten in z -Richtung davon ausgegangen, dass diese Werte aus den Unsicherheiten der Punktmessungen anstatt aus der Formabweichung des Rings resultieren und daher statistisch um Null verteilt sind. Das approximierte Polynom ergibt für diese Koeffizienten bei allen Ringen im verwendeten Bereich von -10 mm bis 10 mm der zentrierten z -Koordinate fast ausnahmslos Amplitudenwerte von unter $1\text{ }\mu\text{m}$.

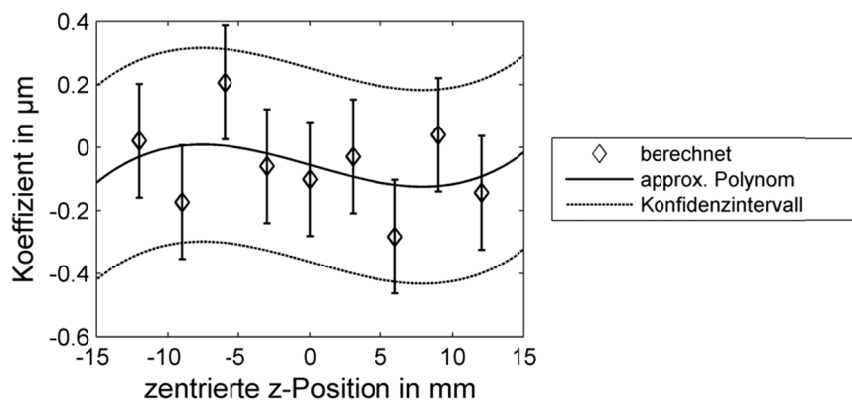


Bild 40: Verlauf des Fourierreihen-Koeffizienten b_{14} der äußeren Ring-Mantelfläche aus Bild 36 inklusive dem approximierten Polynom und seinem erweiterten Unsicherheitsintervall.

6. Bestimmung der verbleibenden Abweichungen zwischen den gemessenen und den aus den Approximationsergebnissen resultierenden Punkten jedes Profils.

Diese Berechnung wird für alle Punkte aller gemessenen Profile des Rings unter Verwendung der Gleichung 60 durchgeführt. In Bild 41 sind die resultierenden Werte δ_i für den Ring aus Bild 36 dargestellt, wobei die Datensätze der einzelnen Messprofile durch senkrechte Linien getrennt sind.

7. Automatische Prüfung auf Ausreißer mit Ausschluss der potenziellen Ausreißer aus dem Datensatz.

Unter der Annahme, dass die gewählte mathematische Beschreibung der Ring-Oberfläche alle systematischen Abweichungen der Ringgeometrie abdeckt, kann davon ausgegangen werden, dass die verbleibenden Abweichungen δ_i normalverteilt sind. Unter dieser Voraussetzung werden die Abweichungsdaten mit einem automatischen Algorithmus auf Ausreißer untersucht, um Einflüsse auf die ermittelten Parameter durch z.B. einzelne Staubpartikel auf der Ringoberfläche zu minimieren. Hierzu kommt der Algorithmus nach Grubbs [Gru1950, Gru1969] mit einer Fehlerwahrscheinlichkeit von 4,53 % zur Anwendung, wobei eine Matlab-Implementierung von Shoelson verwendet wird [Sho2011]. Für den im Bild 36 präsentierten Ring sind die verbleibenden Abweichungen im Bild 41 dargestellt. Die aus der Prüfung resultierenden Ausreißer sind mit Kreisen markiert und werden für die weitere Bearbeitung aus dem Datensatz entfernt. Da ihre Werte sehr wahrscheinlich durch unbemerkte Störeinflüsse entstehen, würde ihr Verbleib im Datensatz zu einer unerwünschten Veränderung der ermittelten Formabweichung und den daraus abgeleiteten Fourierreihen-Koeffizienten führen. Das Entfernen der Ausreißer verkleinert den verwendeten Datensatz nur marginal, so dass dadurch keine signifikante Beeinflussung der Approximation der Fourierreihen-Koeffizienten zu erwarten ist.

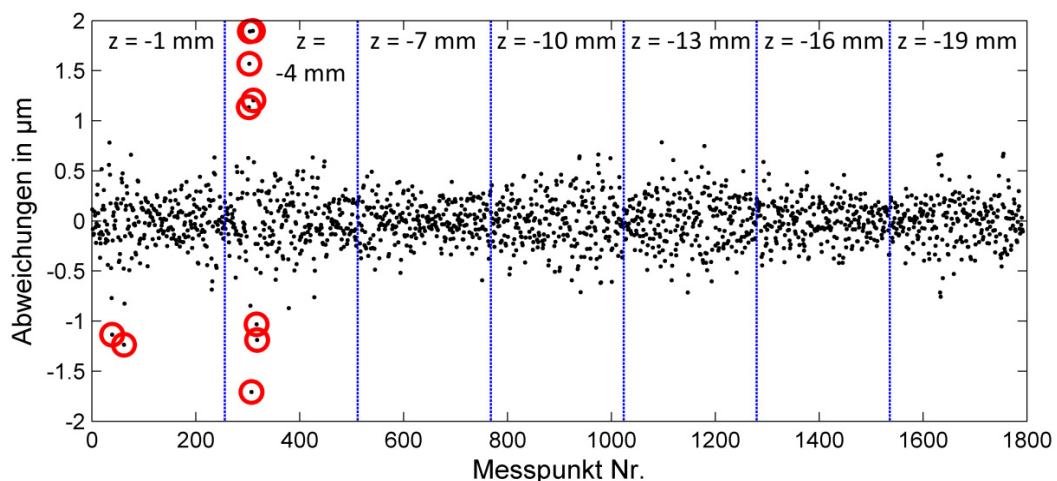


Bild 41: Abweichungen inklusive Ausreißern der Messdaten des Rings aus Bild 36.

Im Anschluss an diesen Schritt kehrt der Algorithmus wieder zur Schritt 1 zurück bis keine neuen Ausreißer mehr detektiert werden. Dieses iterative Vorgehen stellt sicher, dass Ausreißer durch Verunreinigungen der Ringoberfläche oder kurzzeitige externe Störungen des Koordinatenmessgeräts keinen Einfluss auf die ermittelten Polynomkoeffizienten nehmen können. Der Aufwand dieses Vorgehens ist durch die Tatsache gerechtfertigt, dass die Polynomkoeffizienten zur Berechnung der Referenzdaten für

die Ultraschallmessungen dienen sollen und daher eine geringe Unsicherheit der Daten erforderlich ist.

7.3.1.3 Unsicherheit der Mantelflächenbeschreibung

Die Unsicherheit der synthetisierten Punkte einer Mantelfläche lässt sich als kombinierte Unsicherheit verschiedener Einflussgrößen berechnen. Ihre Entwicklung aus der Unsicherheit der Messpunkte ist in Bild 42 schematisch dargestellt. Es zeigt die durch den Algorithmus zur Parameterbestimmung definierte Berechnungskette der einander bestimmenden Unsicherheiten. Darüber hinaus gibt sie die jeweiligen Anzahlen der berechneten Unsicherheitswerte an. Alle in diesem Abschnitt quantifizierten Unsicherheitswerte beziehen sich auf eine Fehlerwahrscheinlichkeit von $\alpha = 4,53\%$ ($k = 2$), sofern keine abweichenden Informationen angegeben sind. Entgegen der häufig verwendeten Praxis erweiterte Unsicherheitsangaben mit einem Großbuchstaben zu kennzeichnen, wird die einheitliche Bezeichnung mit einem kleinen „u“ verwendet.

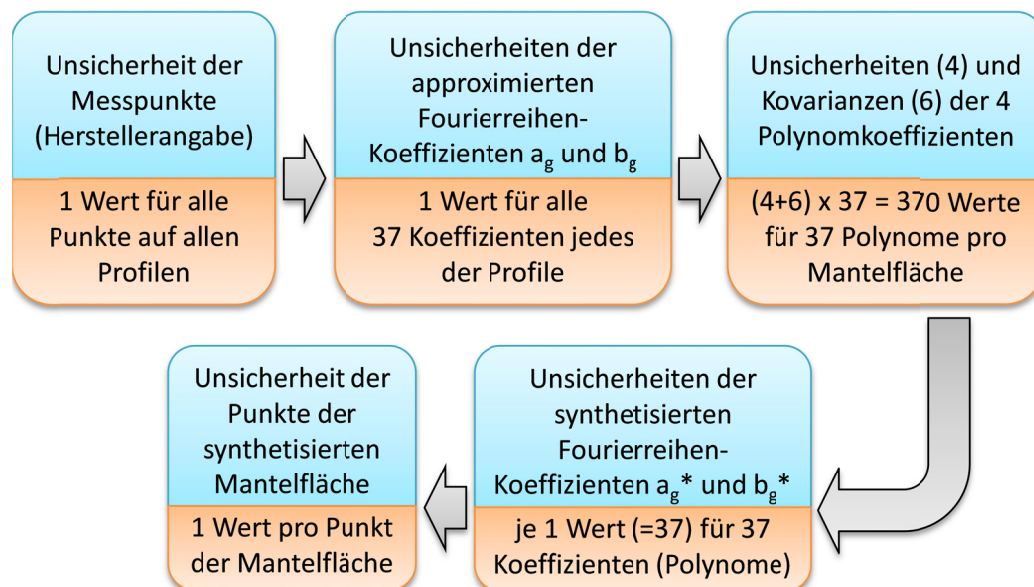


Bild 42: Berechnungskette der Unsicherheiten für die Referenzdaten.

Unsicherheit der Messpunkte:

Der ursächliche Beitrag zur Unsicherheit der synthetisierten Punkte liegt in der vom Messgeräte-Hersteller angegebenen Unsicherheit einer Längenmessung zwischen z-Achse des Werkstück-Koordinatensystems und Ring-Mantelfläche. Tabelle 4 listet die verfügbaren Angaben für die beiden verwendeten Messgeräte auf. Da die Messungen der Profile jeweils in einer Ebene stattfanden, wurde die Unsicherheitsangabe U_2 für Messungen in 2 Dimensionen verwendet. Diese Angabe gibt die unter den vom Hersteller definierten Einsatzbedingungen maximal zu erwartenden Abweichungen für jeden Messpunkt an. Schwankungen der Temperatur oder andere (in einem Messraum zu erwartende) Einflüsse auf das Messgerät sind in dieser Unsicherheitsangabe schon

berücksichtigt und daher nicht mehr extra in der folgenden Unsicherheitsbilanz aufgeführt. Da die U2-Angabe für die PMM 654 nicht vorliegt, wird für Messungen mit diesem Gerät sicherheitshalber die Angabe für Messungen in 3 Dimensionen (U3) verwendet. Beide Angaben in Tabelle 4 beziehen sich laut Hersteller auf eine Fehlerwahrscheinlichkeit von $\alpha = 5\%$ ($k = 1,96$)

Unsicherheit der approximierten Fourierreihen-Koeffizienten a_g und b_g :

Die Unsicherheit der gemessenen Punkte bestimmt die Unsicherheit der Fourierreihen-Koeffizienten $u(a_g)$ und $u(b_g)$, indem sie anstelle der Standardabweichung der Messpunkte in Gleichung 62 eingeht.

Für alle Fourierreihen-Koeffizienten der Koordinaten-Messungen ergibt sich somit eine erweiterte Unsicherheit von $u(a_g) = u(b_g) = 0,181\ \mu\text{m}$.

Unsicherheit der Polynomkoeffizienten $p_{a0,0}$ bis $p_{b18,3}$:

Die z-Abhängigkeit der approximierten Fourierreihen-Koeffizienten erfordert den zusätzlichen Schritt der Polynomapproximation (Schritt 5) im Algorithmus für die Beschreibung der Mantelflächen. Nur so können Referenzwerte an z-Positionen berechnet werden, an denen keine Messdaten vorliegen.

Dementsprechend beeinflusst die Unsicherheit der approximierten Fourierreihen-Koeffizienten die Unsicherheit der Polynomkoeffizienten. Einen zusätzlichen Beitrag zu den Polynom-Unsicherheiten liefert die Streuung der Abstände der Fourierreihen-Koeffizienten vom approximierten Polynom (siehe Bild 40). Um beide Einflüsse zu berücksichtigen, werden die Werte jedes approximierten Fourierreihen-Koeffizienten an jeder gemessenen z-Position mit normalverteilten Abweichungen gemäß des entsprechenden Unsicherheitsbetrags überlagert und die daraus gewonnenen Werte für die Approximation verwendet. So lassen sich die Unsicherheiten der Polynomkoeffizienten $u(p_{a0,0})$ bis $u(p_{b18,3})$ sowie ihre Kovarianzen anhand der empirischen Standardabweichungen s der Abweichungen vom Polynom und den daraus resultierenden jeweiligen Kovarianzmatrizen \mathbf{W} (wie in Gleichung 53 und Gleichung 25) bestimmen. Die Anzahl der für die Berechnung der Standardabweichungen erforderlichen, approximierten Freiheitsgrade ν entspricht dabei der Anzahl der Polynomkoeffizienten (Ordnung+1).

Zu beachten ist hier, dass die Nebendiagonalelemente der Bestimmungsgleichungsmatrix \mathbf{C} der Polynomkoeffizienten teilweise von Null verschieden sind. Die Polynomkoeffizienten korrelieren also miteinander und ihre Kovarianzen müssen bei den folgenden Berechnungen berücksichtigt werden.

Unsicherheit der synthetisierten Fourierreihen-Koeffizienten a_g^* und b_g^* :

Um einen Punkt eines synthetisierten Profils berechnen zu können, müssen zunächst die entsprechenden Fourierreihen-Koeffizienten a_g^* und b_g^* für die gewählte z-Position aus den Polynomkoeffizienten $p_{a0,0}$ bis $p_{b18,3}$ synthetisiert werden. Die Sterne an den Symbolen der Fourierreihen-Koeffizienten sollen verdeutlichen, dass es sich

hier um synthetisierte Koeffizienten aus Schritt 6 des Algorithmus handelt und nicht um solche, die durch die Approximation von Messdaten mit einer Fourierreihe (Schritt 4) entstanden sind.

Die Berechnung der Unsicherheiten der synthetisierten Koeffizienten erfolgt dementsprechend durch Anwendung der Gleichung 45 für die kombinierte Unsicherheit korrelierter Eingangsgrößen auf Gleichung 91. Gleichung 96 stellt die resultierende Formel mit den Unsicherheiten $u(p_{ag,0...3})$ und $u(p_{bg,0...3})$ sowie den Kovarianzen $u(p_{ag,i}; p_{ag,m})$ und $u(p_{bg,i}; p_{bg,m})$ der Polynomkoeffizienten $p_{ag,0...3}$ und $p_{bg,0...3}$ dar. Sie berücksichtigt die z-Abhängigkeit der Fourierreihen-Koeffizienten und die aus der Polynomapproximation folgenden Unsicherheitsbeiträge.

$$\begin{aligned}
 u^2(a_g^*, z) &= \sum_{g=0}^q \left(\frac{\partial a_g^*(z)}{\partial p_{ag,3}} \cdot u(p_{ag,3}) \right)^2 + \dots + \sum_{g=0}^q \left(\frac{\partial a_g^*(z)}{\partial p_{ag,0}} \cdot u(p_{ag,0}) \right)^2 \\
 &+ 2 \cdot \sum_{g=0}^q \sum_{j=0}^3 \sum_{m \neq j}^3 \left(\frac{\partial a_g^*(z)}{\partial p_{ag,j}} \cdot \frac{\partial a_g^*(z)}{\partial p_{ag,m}} \cdot u(p_{ag,j}; p_{ag,m}) \right)^2 \\
 u^2(b_g^*, z) &= \sum_{g=1}^q \left(\frac{\partial b_g^*(z)}{\partial p_{bg,3}} \cdot u(p_{bg,3}) \right)^2 + \dots + \sum_{g=1}^q \left(\frac{\partial b_g^*(z)}{\partial p_{bg,0}} \cdot u(p_{bg,0}) \right)^2 \\
 &+ 2 \cdot \sum_{g=1}^q \sum_{j=0}^3 \sum_{m \neq j}^3 \left(\frac{\partial b_g^*(z)}{\partial p_{bg,j}} \cdot \frac{\partial b_g^*(z)}{\partial p_{bg,m}} \cdot u(p_{bg,j}; p_{bg,m}) \right)^2
 \end{aligned}
 \tag{Gleichung 96}$$

Die Gewichtungsfaktoren der Unsicherheiten der Polynomkoeffizienten ergeben sich gemäß Gleichung 97.

$$\frac{\partial a_g^*(z)}{\partial p_{ag,m}} = \frac{\partial b_g^*(z)}{\partial p_{bg,m}} = (z - z_M)^m \quad ; \quad m = 0, \dots, 3
 \tag{Gleichung 97}$$

Der mit Gleichung 96 für eine gewählte z-Position erreichte minimale, erweiterte Unsicherheitswert der Fourierreihen-Koeffizienten aller untersuchten Ringe gleicht demjenigen der approximierten Koeffizienten ($u(a_g^*) = u(b_g^*) = u(a_g) = u(b_g) = 0,181 \mu\text{m}$). In diesem Fall liegen die approximierten Koeffizienten alle auf dem Polynom, so dass ihr Abstand zum Polynom keinen Beitrag zur Unsicherheit der Polynomkoeffizienten liefert. In der Regel ist dies jedoch nicht der Fall und die Streuung um das Polynom vergrößert die Unsicherheit der Polynomkoeffizienten, was sich proportional auf die Unsicherheiten der synthetisierten Fourierreihen-Koeffizienten auswirkt. Im Mittel ergeben sich so erweiterte Unsicherheitsbeträge von $u(a_g^*) = u(b_g^*) \approx 0,4 \mu\text{m}$ mit Maximalwerten von $u(a_g^*) = u(b_g^*) \approx 3\text{-}5 \mu\text{m}$ für einzelne synthetisierte Fourierreihen-Koeffizienten.

Unsicherheit der synthetisierten Mantelfläche:

Die Unsicherheit der Punkte eines synthetisierten Profils setzt sich aus den Unsicherheiten der aus Polynomkoeffizienten synthetisierten, unkorrelierten Fourierreihen-Koeffizienten ($u(a_g^*)$ und $u(b_g^*)$) gemäß Gleichung 64 zusammen.

Wie schon bei den synthetisierten Fourierreihen-Koeffizienten sind auch die Resultate der Unsicherheiten des synthetisierten Profils von der z-Position abhängig. Hinzu kommt noch die in Gleichung 64 erkennbare Abhängigkeit von der gewählten Rotationsposition ψ des Rings. Somit kann kein einheitlicher Unsicherheitswert für die synthetisierten Profile angegeben werden, sondern die Unsicherheit jedes synthetisierten Punkts der Mantelflächen muss individuell berechnet werden.

Der minimal erreichte, erweiterte Unsicherheitswert aller untersuchten Ringe liegt bei $u(r) = 1,1 \mu\text{m}$, was gut mit dem Wert aus Gleichung 65, in der die Unsicherheitsbeiträge durch die Polynomapproximation nicht berücksichtigt werden, übereinstimmt. Im Mittel liegt die erweiterte Unsicherheit der synthetisierten Punkte sowohl für die innere als auch die äußere Mantelfläche bei $u(r) \approx 2,5 \mu\text{m}$.

Die Maximalwerte der äußeren Mantelfläche erreichen ca. $5 \mu\text{m}$ während auf der Innenseite sogar ca. $6 \mu\text{m}$ auftreten.

7.3.2 Berechnung von Waddickeninformationen

Die lokalen Ortsvektoren $\mathbf{r}(\psi, z)$ der Innen- und Außenseite eines Rings beschreiben jeden Punkt der beiden Mantelflächen und ermöglichen so die Berechnung der lokalen Waddicke $d(\psi, z)$ an jedem beliebigen Ort des Rings.

Die in Abschnitt 7.3.1 dargestellte Beschreibung der Mantelflächen berücksichtigt alle Einflüsse auf die Messwerte, die durch das Messgerät entstehen, indem die Herstellerangabe für die maximal mögliche Abweichung einer Längenmessung als Grundlage für die Unsicherheit der lokalen Ortsvektoren $u(r_{au})$ und $u(r_{in})$ verwendet wird. Die thermische Ausdehnung des Rings aufgrund von Abweichungen im klimatisierten Messraum von der Standardtemperatur (20°C) fließt nicht in die Betrachtungen im Abschnitt 7.3.1 ein. Dies ist sinnvoll, da sich die Waddicke als Differenz der Ortsvektoren berechnet und der Ausdehnungseffekt für beide Ortsvektoren gleichartig wirkt. Somit führt die (späte) Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung des Rings bei der Bestimmung der Waddicke zu einer geringeren und realistischeren Abschätzung der Unsicherheit durch diesen Effekt.

Gleichung 98 gibt die Formel für die Berechnung der lokalen Waddicken eines Rings unter Berücksichtigung einer thermischen Abweichung ΔT von der Solltemperatur an. Dabei stellen r_{au} und r_{in} die Abstände der äußeren und inneren Mantelfläche von der z-Achse (lokale Radien) gemäß Gleichung 92 und α_T den thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Rings dar.

$$d(\psi, z) = (r_{au}(\psi, z) - r_{in}(\psi, z)) \cdot (1 + \alpha_T \cdot \Delta T) \quad \text{Gleichung 98}$$

Die Unsicherheit dieser Wanddickeninformation (Gleichung 99) ergibt sich über Gleichung 47 aus:

- den in Abschnitt 7.3.1 ermittelten Unsicherheiten der lokalen Radien der inneren und äußeren Mantelfläche $u(r_{au})$ und $u(r_{in})$;
- der Korrelation der beiden Radien r_{au} und r_{in} ;
- der Unsicherheit $u(\alpha_T)$ des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_T ;
- der Unsicherheit $u(\Delta T)$ der Abweichung ΔT der Ringtemperatur von der Solltemperatur des Messraums.

$$\begin{aligned} u(d) &= \sqrt{\left(\frac{\partial d}{\partial r_{au}} \cdot u(r_{au})\right)^2 + \left(\frac{\partial d}{\partial r_{in}} \cdot u(r_{in})\right)^2 +} \\ &\quad \frac{2 \cdot \frac{\partial d}{\partial r_{au}} \cdot \frac{\partial d}{\partial r_{in}} \cdot u(r_{au}) \cdot u(r_{in}) \cdot \rho(r_{au}, r_{in}) +}{\left(\frac{\partial d}{\partial \alpha_T} \cdot u(\alpha_T)\right)^2 + \left(\frac{\partial d}{\partial \Delta T} \cdot u(\Delta T)\right)^2} \\ &= \sqrt{((1 + \alpha_T \cdot \Delta T) \cdot u(r_{au}))^2 + ((1 + \alpha_T \cdot \Delta T) \cdot u(r_{in}))^2 -} \\ &\quad \frac{2 \cdot (1 + \alpha_T \cdot \Delta T)^2 \cdot u(r_{au}) \cdot u(r_{in}) \cdot \rho(r_{au}, r_{in}) +}{((r_{au} - r_{in}) \cdot \Delta T \cdot u(\alpha_T))^2 + ((r_{au} - r_{in}) \cdot \alpha_T \cdot u(\Delta T))^2} \\ &= \sqrt{(u(r_{au}))^2 + (u(r_{in}))^2 - 2 \cdot u(r_{au}) \cdot u(r_{in}) \cdot \rho(r_{au}, r_{in}) + (d \cdot \alpha_T \cdot u(\Delta T))^2} \end{aligned} \quad \text{Gleichung 99}$$

Der Korrelationskoeffizient $\rho(r_{au}, r_{in})$ wird für alle untersuchten Ringe empirisch über die Gleichung 49 bestimmt. Die Ausdehnungskoeffizienten der unterschiedlichen Materialphasen der verwendeten Ringe bestimmten Acht et. al zu $(10,9 \pm 0,1) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ für den martensitischen und zu $(23,8 \pm 0,2) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ für den austenitischen Anteil [Ach2008]. Da die Phasenanteile des Rings nicht für alle Ringe bekannt sind, fließt der maximale thermische Ausdehnungskoeffizient von $\alpha_T = 24 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ in die Unsicherheitsberechnung ein.

Für die Abweichung der Ringtemperatur gilt $\Delta T = 0$, so dass die Unsicherheit des thermischen Ausdehnungskoeffizienten $u(\alpha_T)$ die Unsicherheit der Wanddicke nicht beeinflusst. Die Unsicherheitsangabe für die Temperaturabweichung folgt aus den Herstellerangaben für den klimatisierten Messraum (max. Abweichung: $\pm 1^\circ\text{C}$): $u(\Delta T) = 0,58^\circ\text{C}$. Der daraus resultierende Unsicherheitsbeitrag der thermischen Ausdehnung ist mit deutlich unter $0,5 \mu\text{m}$ vernachlässigbar klein.

Für den Vergleich mit den Ultraschalldaten können diese Daten nicht direkt verwendet werden, da das Ultraschallsystem nur Wanddicken**variationen** sicher erfasst. Um aus den lokalen Wanddicken d die lokalen Wanddickenvariationen d_{var} zu bestimmen, ist der Mittelwert der Wanddickenwerte d_D von den lokalen Daten zu subtrahieren:

$$d_{\text{var}}(\psi, z) = d(\psi, z) - d_D \quad \text{Gleichung 100}$$

Gemäß Gleichung 50 ergibt sich Gleichung 101 für die Berechnung der Unsicherheit der lokalen Waddickenvariation $u(d_{\text{var}})$.

$$u(d_{\text{var}}) = \sqrt{\left(\frac{\partial d_{\text{var}}}{\partial d} \cdot u(d)\right)^2} = u(d) \quad \text{Gleichung 101}$$

Als Resultat ergeben sich erweiterte Unsicherheitswerte ($k = 2$) für die Waddickenvariationen aller untersuchten Ringe von im Mittel $3,2 \mu\text{m}$. Das 95,47 %-Quantil aller berechneten Unsicherheitswerte beträgt $5,4 \mu\text{m}$ und die Spanne liegt bei Werten von $1,7 \mu\text{m}$ bis zu $6,6 \mu\text{m}$.

In Tabelle 6 ist die Bilanz der erweiterten Unsicherheiten der Referenzmessungen noch einmal ohne die Polynomkoeffizienten zusammengestellt. Sie listet sowohl die Beiträge zur Unsicherheit der Waddickenvariation $u(d_{\text{var}})$ als auch die sie beeinflussenden Unsicherheiten auf.

Unsicherheitsbeiträge				Quelle	Methode (GUM)	Verteilung	Standard-unsicherheit	Gleichungsnummer	mittlerer, erweiterter Unsicherheitsbeitrag in μm ($k=2$)
$u(r_{\text{au}})$				synth. Mantelfläche	B	N	0,55 – 2,65 μm	64	2,5
	$u(a_0^*)$			synth. Koeffizient 0. Ordnung aus Polynom	B	N	0,091 – 2,5 μm	96, 97	0,4
		$u(a_0)$		appr. Koeff. 0. Ordnung	B	N	0,091 μm	62	0,181
		...							
		$u(b_{18})$		appr. Koeff. 18. Ordn.	B	N	0,091 μm	62	0,181
			U2	gemäß Hersteller	B	N	1,02 μm		2,04
		...							
	$u(b_{18}^*)$			synth. Koeffizient 18. Ordn. aus Polynom	B	N		96, 97	
		$u(a_0)$		appr. Koeff. 0. Ordnung	B	N	0,091 μm	62	0,181
		...							
		$u(b_{18})$		appr. Koeff. 18. Ordn.	B	N	0,091 μm	62	0,181
			U2	gemäß Hersteller	B	N	1,02 μm		2,04
$u(r_{\text{in}})$				synth. Mantelfläche	B	N	0,55 – 2,65 μm	64	2,5
	$u(a_0^*)$			synth. Koeffizient 0. Ordnung aus Polynom	B	N	0,091 – 2,5 μm	96, 97	0,4
		$u(a_0)$		appr. Koeff. 0. Ordnung	B	N	0,091 μm	62	0,181
		...							
		$u(b_{18})$		appr. Koeff. 18. Ordn.	B	N	0,091 μm	62	0,181
			U2	gemäß Hersteller	B	N	1,02 μm		2,04
		...							
	$u(b_{18}^*)$			synth. Koeffizient 18. Ordn. aus Polynom	B	N		96, 97	
		$u(a_0)$		appr. Koeff. 0. Ordnung	B	N	0,091 μm	62	0,181
		...							
		$u(b_{18})$		appr. Koeff. 18. Ordn.	B	N	0,091 μm	62	0,181
			U2	gemäß Hersteller	B	N	1,02 μm		2,04
$u(\Delta T)$				gemäß Hersteller	B	G	0,58 $^{\circ}\text{C}$	99	0,17

Tabelle 6: Unsicherheitsbilanz der Referenzmessungen
(N: Normalverteilung, G: Gleichverteilung).

7.4 Ergebnisse der Referenzmessungen

Die Datensätze der Referenzmessungen umfassen Profile von insgesamt 66 Ringen aus verschiedenen Versuchsreihen innerhalb des Sonderforschungsbereichs. Es wurden sowohl Ringe für die Bestimmung der Wellenlänge der Ultraschallsignale als auch Ringe aus Kompensationsexperimenten erfasst, so dass sich eine große Bandbreite an Formvariationen und Ordnungen der Fourierreihen-Koeffizienten mit hohen Amplituden ergab.

Die Güte der Referenzdaten dieser Ringe lässt sich anhand eines Vergleichs zwischen der gemessenen und der synthetisierten Geometrie sowie der Gegenüberstellung mit den ermittelten Unsicherheitswerten beurteilen.

7.4.1 Differenzen zwischen gemessener und synthetisierter Geometrie

Die Differenz zwischen den gemessenen und den synthetisierten Daten beträgt im Idealfall Null an allen Positionen der gemessenen Profile. Da die Messungen aber mit Störungen beaufschlagt sind und die Parameter für die Synthese mit Approximationsalgorithmen ermittelt werden, ist eine völlige Übereinstimmung zwischen gemessenen und synthetisierten Daten nahezu unmöglich. Die Differenz zwischen den beiden Datensätzen sollte aber so niedrig wie möglich sein, um sicherzustellen, dass der synthetisierte Datensatz die gemessenen Daten mit hoher Wahrscheinlichkeit widerspiegelt.

Bei der Differenzbildung wird analog zur Ermittlung von Referenzwerten für die Ultraschalldaten vorgegangen. Die Punktkoordinaten des gemessenen Datensatzes dienen dazu, für dieselben Positionen die Polynom- und Fourierreihen-Koeffizienten zu berechnen und daraus die lokalen Radien der synthetisierten Daten zu bestimmen.

Im Bild 43 ist die Differenz zweier Datensätze beispielhaft als farbliche Kodierung auf den Mantelflächen eines Rings dargestellt. Die beiden Mantelflächen entsprechen den synthetisierten Daten, wobei die Abweichungen vom Zylinder überhöht dargestellt sind. Bild 44 stellt den gleichen Datensatz als abgerollte Mantelflächen zur besseren Übersicht über die Verläufe der Differenzen dar.

Auf beiden Mantelflächen kann eine Variation der Differenzen mit hohen Frequenzen und ohne erkennbare Regelmäßigkeiten in axialer oder Umfangsrichtung beobachtet werden.

Eine Möglichkeit, aus welcher die variierenden Differenzen resultieren können, ist die Beschränkung der approximierten Fourierreihen-Koeffizienten auf Ordnungen bis 18. Sie führt dazu, dass eventuell vorhandene, höherfrequente Formabweichungen nicht approximier- und synthetisierbar sind und daher Differenzen zum Messdatensatz auftreten. Allerdings ist dieser Fall sehr unwahrscheinlich, da sich in der Regel bei fast allen untersuchten Ringen schon für Koeffizienten ab der 13. Ordnung hauptsächlich

Amplituden kleiner als $0,3 \mu\text{m}$ beobachten lassen. Da diese Amplitudenwerte auch noch in Abhängigkeit von der z-Position unregelmäßig variieren, kann davon ausgegangen werden, dass ihr Einfluss auf die synthetisierten Formabweichungen gering ist und sie für die Synthese der Mantelflächen vernachlässigbar sind. Um trotzdem sicherzugehen, dass alle signifikanten Ordnungen bei der Synthese Berücksichtigung finden, wird die maximale Ordnung von 18 beibehalten.

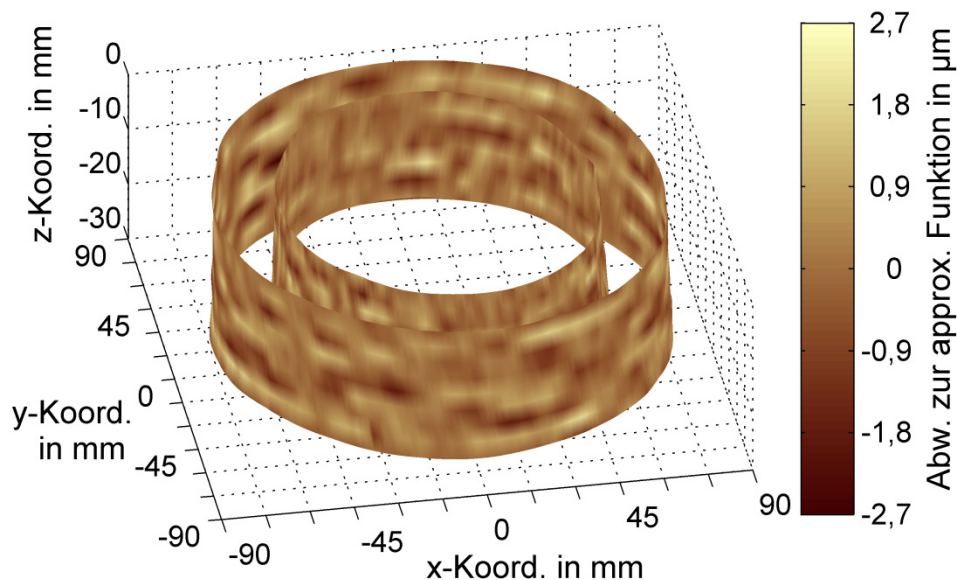


Bild 43: Farblich codierte, überhöht dargestellte Differenz zwischen gemessenem und synthetisiertem Datensatz eines Rings.

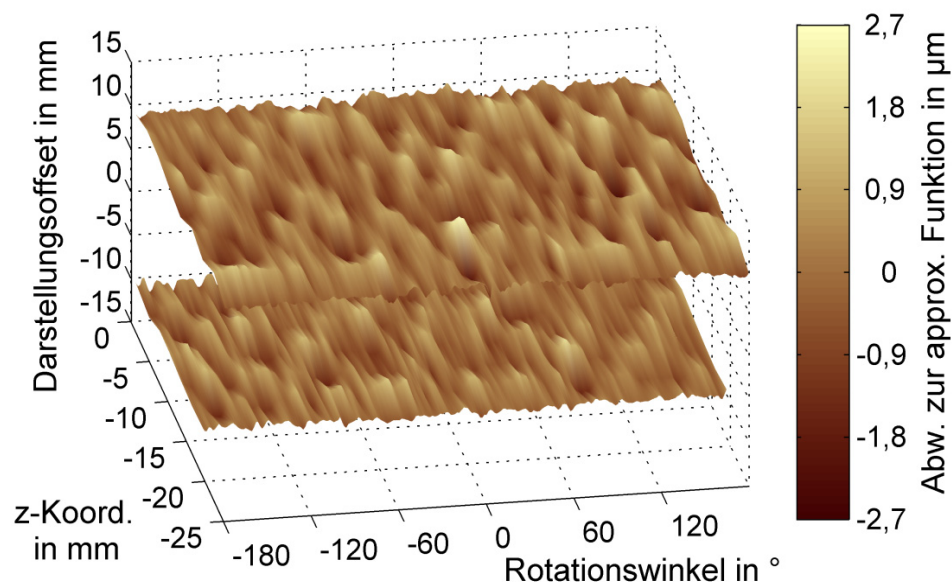


Bild 44: Farblich codierte, überhöht dargestellte Differenz zwischen gemessenem und synthetisiertem Datensatz aus Bild 43 als Mantelflächen-Darstellung.

Die variierenden Differenzen können auch durch die Unsicherheiten der Koordinatenmessungen und die daraus resultierenden Einflüsse auf die Approximation der Fourierreihen-Koeffizienten entstehen. Die Approximation wird so beeinflusst, dass sie „nicht-

reale“ Fourierreihen-Koeffizienten höherer Ordnungen mit Amplituden bis ungefähr $1\text{ }\mu\text{m}$ ermittelt. Dieser Effekt wird möglicherweise noch durch die Polynomapproximation der Fourierreihen-Koeffizienten in z-Richtung verstärkt (siehe Bild 40), bei der ebenfalls Abweichungen zum tatsächlichen Koeffizientenverlauf entstehen können. Eine Untersuchung der Differenzen aller ausgewerteten Ringe zeigt jedoch nur bei dominanten Ordnungen der Formabweichung mit hoher Ordnungszahl (siehe Bild 45) eine leichte Abhängigkeit zwischen den Differenzen und der z-Koordinate der betrachteten Punkte.

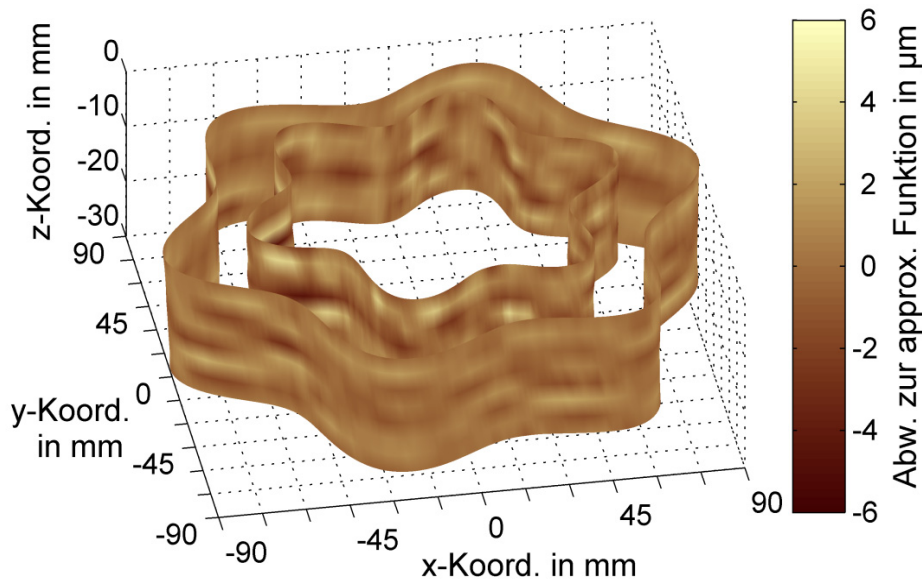


Bild 45: Differenz zwischen gemessenem und synthetisiertem Datensatz eines Rings mit dominanter 6. Ordnung der Formabweichung der Mantelflächen.

Da diese beobachtbaren Differenzen nur wenige Mikrometer betragen, kann davon ausgegangen werden, dass die Polynom-Approximation das Verhalten der Fourierreihen-Koeffizienten in z-Richtung ausreichend präzise wiedergibt und die Unsicherheiten der Koordinaten-Messung die wesentliche Ursache für die beobachteten Differenzen sind.

Betrachtet man die empirischen Standardabweichungen der Differenzen aller Ringe, liegen die meisten Werte zwischen $s_{\text{Diff}} = 0,4\text{ }\mu\text{m}$ und $s_{\text{Diff}} = 1,6\text{ }\mu\text{m}$.

Darüber hinaus ist bei Ringen mit höheren, steigenden Ordnungen der dominanten Formabweichung (Abweichungen mit Periode 5 oder größer) eine leichte Zunahme der Standardabweichung zu erkennen. Die Ursache dieses Effekts liegt in der Unsicherheit der ermittelten Fourierreihen-Koeffizienten begründet. Diese führt dazu, dass die Phasenlage ψ_{g0} der dominanten Ordnung g der Formabweichung bei den synthetisierten Daten nicht exakt mit der Phasenlage der gemessenen Daten übereinstimmt. In einer Mantelflächendarstellung wie in Bild 44 würde dies in ψ -Richtung zu einer Verschiebung zwischen den Lagen der beiden Datensätze führen. Mit steigender Verschiebung steigen an festen Winkelpositionen ψ auch die Beträge der Differenzen zwischen den

beiden Datensätzen. Dieser Effekt tritt bei Datensätzen mit hoher Ordnung der dominanten Formabweichung besonders deutlich auf. Hier ist die Steigung der Formabweichung $dr/d\psi$ speziell bei den Nulldurchgängen der Formabweichung aufgrund der hohen Anzahl an vorhandenen Perioden größer ist als bei niedrigen Ordnungen. Eine kleine Winkeländerung $\Delta\psi$ bei einer hohen dominanten Ordnung der Formabweichung führt beim synthetisierten Datensatz also zu deutlich größeren Abweichungen Δr als bei einer niedrigen Ordnung, woraus eine Zunahme der Standardabweichung der Differenzen mit steigender dominanter Ordnung resultiert.

7.4.2 Vergleich von Differenzen und Unsicherheiten

Da der Algorithmus zur Bestimmung der beschreibenden Parameter der Mantelflächen auch die Unsicherheiten der synthetisierten Punkte der Mantelfläche berechnet, können sie den beobachteten Differenzen gegenübergestellt werden.

Beim Vergleich zeigt sich, dass die mittlere zweifache Standardabweichung der Differenzen einen Wert von $s_{Diff} = 2,54 \mu\text{m}$ erreicht, was gut mit dem Wert der mittleren, erweiterten Unsicherheit der Mantelflächen ($k = 2$) von $u(r) \approx 2,5 \mu\text{m}$ übereinstimmt.

Bei einem detaillierteren Vergleich aller untersuchten Ringe liegen bei der äußeren Mantelfläche im Mittel 4,4 % der gemessenen Punkte außerhalb des erweiterten Unsicherheitsbereichs der korrespondierenden, synthetisierten Punkte. Bei der inneren Fläche ist dieser Wert mit 5,0 % sogar noch etwas erhöht.

Alle untersuchten Ringmessungen umfassen ca. 270000 Einzelpunkte und in Schritt 7 in Abschnitt 7.3.1.2 wird eine Normalverteilung der Abweichungen zwischen Messpunkten und beschreibender Funktion vorausgesetzt. Daher ist aus statistischen Gründen zu erwarten, dass eine der gewählten Fehlerwahrscheinlichkeit von $\alpha = 4,53 \%$ entsprechende Menge an Differenzen außerhalb der erweiterten Unsicherheitsintervalle der synthetisierten Daten liegt. Der Wert von 4,4 % für die äußeren Mantelflächen liegt sehr nahe bei diesem theoretischen Wert. Die Abweichungen von ca. 0,5 % für die inneren Mantelflächen können statistisch begründet sein und durch die Eliminierung der erkannten Ausreißer in Schritt 7 (siehe Abschnitt 7.3.1.2) hervorgerufen werden, indem die tatsächliche Verteilung der Messdaten leicht verfälscht und damit auch das approximierte Polynom und somit die synthetischen Daten beeinflusst werden.

7.4.3 Zusammenfassung

Bei allen Ringen treten keine signifikanten, regelmäßigen Muster in den Differenzen zwischen den gemessenen und den synthetisierten Werten auf. Die Werte der zweifachen Standardabweichungen der Differenzen liegen im Mittel bei $s_{Diff} = 2,54 \mu\text{m}$ und damit innerhalb der mittleren erweiterten Unsicherheiten der synthetisierten Radius-

daten. Daraus ergibt sich, dass das synthetisierte Profil die Messdaten im Rahmen der berechneten Unsicherheiten akzeptabel beschreibt.

Diese Schlussfolgerung wird durch die Tatsache bestärkt, dass die Anzahl der gemessenen Einzelpunkte, die außerhalb der erweiterten Unsicherheitsintervalle ihrer entsprechenden synthetisierten Punkte liegen, gut der statistisch erwarteten Menge entspricht.

8 Schallwellenlänge und Unsicherheit

Gemäß Gleichung 84 berechnet sich die Wanddickenvariation d_{var} eines Rings im Wesentlichen aus dem Produkt der gemessenen Phasendifferenzen $\Delta\varphi$ und der Schallwellenlänge λ . Daher ist die Kenntnis der korrekten Wellenlänge im Ringmaterial von entscheidender Bedeutung für die Qualität der ermittelten Wanddickenvariationen.

8.1 Bestimmungsansatz für die Wellenlänge

Die Wellenlänge ist für die Stahlsorte aller im Sonderforschungsbereich untersuchten Ringe nicht exakt bekannt und wird von diversen Faktoren wie z.B. der Temperatur, der Schallfrequenz und der Schallgeschwindigkeit beeinflusst, die ebenfalls Veränderungen durch Einflussfaktoren unterliegen. Diese Faktoren lassen sich für die Wanddickenbestimmung mit dem Messsystem nicht alle zusätzlich erfassen bzw. anderweitig quantifizieren, so dass die Schallwellenlänge nicht rechnerisch aus diesen Werten, sondern auf eine andere Art bestimmt werden muss.

Eine Berechnung der Wellenlänge über Gleichung 2 unter Verwendung von Literaturwerten der Schallgeschwindigkeit c_s ist zu ungenau, da die publizierten Werte aufgrund der vielen unterschiedlichen Stahlsorten nur Bandbreiten für die Schallgeschwindigkeiten einer bestimmten Gruppe von Stählen angeben [z. B. Kra1990, Mat1998].

In der Regel kommen in einem solchen Fall Messungen an Normalen zum Einsatz, deren Materialzustand sich jedoch meistens deutlich vom später zu messenden Bauteil unterscheidet. Alternativ werden spezielle Normale wie z. B. gestufte Quader aus dem Material der Bauteile gefertigt und mit anderen Messverfahren in ihren Abmaßen spezifiziert. Laufzeitmessungen an den unterschiedlichen Materialdicken dieser Normale ermöglichen im Anschluss die Berechnung der Schallwellenlänge des verwendeten Materials [Kra1990, Ben2002, Pfe2002]. Hierbei ist es aber hinsichtlich Texturen und Eigenspannungen sehr schwierig, im gefertigten Normal gezielt die gleichen Materialzustände wie im eigentlichen Bauteil zu realisieren. Daher ist die Wahrscheinlichkeit hoch, dass die Schallwellenlänge im Normal von der im eigentlichen Bauteil abweicht.

Ein Beispiel für den Einsatz spezieller, gefertigter Normale ist die Schallgeschwindigkeits-Bestimmung für einen Drehprozess an einer gefrästen Kalibrierplatte mit unterschiedlich hohen Stufen [Ben2002]. Aufgrund der unterschiedlichen Bearbeitungspro-

zesse kann hier nicht sichergestellt werden, dass die Kalibrierplatte und die Bauteile einen ausreichend ähnlichen Materialzustand aufweisen.

Hinsichtlich des Vorgehens im Sonderforschungsbereich ist festzustellen, dass eine solche Platte im Zerspanzentrum nicht positionierbar ist, so dass alternativ konzentrische Ringe mit unterschiedlichen Wanddicken zur Bestimmung der Schallgeschwindigkeit gefertigt werden könnten. Diese müssten eine Konzentritätsabweichung von wenigen Mikrometern und auch eine ebenso geringe Formabweichung der Mantelflächen aufweisen, um eine Schallwellenlängen-Bestimmung mit geringen Unsicherheiten zu ermöglichen. Solche Geometrieansforderungen sind mit dem Zerspanzentrum nicht erreichbar. Eine alternative Fertigung könnte mittels Schleifbearbeitung erfolgen, wodurch jedoch (wie bei der oben erwähnten Kalibrierplatte) Abweichungen beim Materialzustand nach der Fertigung im Vergleich zu einer Drehbearbeitung entstehen. Demzufolge sind so gefertigte Spezialwerkstücke mit den anderen untersuchten Ringen hinsichtlich der Schallgeschwindigkeitseinflüsse nicht ausreichend vergleichbar.

Daher wird auf die Bestimmung der Schallgeschwindigkeit mittels speziell gefertigten Ringen, welche für die Kalibrieraufgaben geeignete, besonders niedrige Formabweichungen aufweisen, verzichtet.

Der stattdessen entwickelte Ansatz zur Bestimmung der Wellenlänge ist an die Messung der Wanddickenvariationen in der Fertigungsmaschine angelehnt, wodurch eine gleichartige Fertigung für alle Werkstücke sichergestellt ist. Darüber hinaus verursacht er aufgrund des Verzichts auf einen anderen Fertigungsprozess geringere Fertigungskosten und bietet die Möglichkeit, bei Bedarf zu einem späteren Zeitpunkt auf einfache Art und Weise weitere Ringe für die Wellenlängenbestimmung zu fertigen.

Statt Wanddicken und Laufzeiten zur Schallgeschwindigkeits-Bestimmung in Relation zu setzen, basiert der Ansatz auf dem Vergleich von Referenzmessungen der Wanddickenvariationen und gemessenen Phasendifferenzen gemäß Gleichung 84 [Stö2013]. Zusätzlich berücksichtigt er die jeweiligen Temperaturbedingungen bei den Messungen der beiden Datensätze, um ihre Vergleichbarkeit sicherzustellen.

Die Referenzdaten d_{var} für den Vergleich stammen von Koordinatenmessungen, welche nach der Ringfertigung erfolgen. Sie finden an den akklimatisierten Ringen in einem auf die Standardtemperatur von $T = 20^{\circ}\text{C}$ klimatisierten Messraum statt. Die Phasendifferenzen $\Delta\varphi$ hingegen stammen von Messungen an den fertig bearbeiteten, aber noch eingespannten Ringen im Arbeitsraum des Zerspanzentrums. Dessen Temperatur und die des bei der Zerspanung verwendeten Kühlschmierstoffs sind nicht geregelt und werden durch die Umgebungsluft und die Abwärme des Prozesses beeinflusst. Einzelne Temperaturmessungen während der Zerspanung aller im Sonderforschungsbereich untersuchten Ringe ergaben einen Mittelwert von $T = 23^{\circ}\text{C}$ mit einer Variation in den Grenzen von 19°C bis 27°C . Da die Zerspanung der Ringe zur Wellenlängenbestimmung

über mehrere Tage verteilt erfolgte, ist davon auszugehen, dass der entsprechende Temperaturmittelwert ebenfalls mit $T = 23^\circ\text{C}$ angegeben werden kann.

Durch die verschiedenen Temperaturen bei den Messungen der Referenz- und der Ultraschalldaten ergeben sich Unterschiede in der thermischen Ausdehnung der Ringe. Eine Multiplikation der Referenzdaten mit dem Faktor $(1 + \alpha_T \Delta T)$ rechnet die Daten in theoretische Werte für $T = 23^\circ\text{C}$ um, womit die temperaturbedingten Abweichungen ausgeglichen werden. Der Faktor α_T entspricht dabei dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Ringmaterials und ΔT gibt die Differenz zwischen den beiden Temperaturen an.

Beim Umstellen der Gleichung 84 und der Hinzunahme der z-Koordinaten der Messpunkte ergibt sich unter Berücksichtigung des Korrekturfaktors der temperaturkorrigierte Zusammenhang zwischen den Paaren der Koordinatenmessdaten d_{var} und der Ultraschallmessdaten $\Delta\varphi$ (Gleichung 102). Er ermöglicht die Berechnung der mittleren Wellenlänge λ .

$$\frac{\Delta\varphi(\psi_i, z_i)}{2 \cdot \pi} = \frac{2}{\lambda} \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) \cdot d_{\text{var}}(\psi_i, z_i) + 2 \cdot \Delta\varphi_M \quad \text{Gleichung 102}$$

$$= p_1 \cdot d_{\text{var}}(\psi_i, z_i) + p_0$$

Ausgehend davon, dass ein Wegunterschied von λ zwischen zwei Schallwellen genau einer Phasendifferenz von $2 \cdot \pi$ entspricht, rechnet der linke Teil der Gleichung 102 die vom Messsystem gemessenen Phasendifferenzen in Bruchteile der Wellenlänge λ um. Der rechte Teil entspricht einer Geradengleichung mit der Steigung p_1 und dem Achsenabschnitt p_0 . Daraus folgt Gleichung 103 zur Berechnung der Wellenlänge [Stö2013].

$$p_1 = \frac{2}{\lambda} \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) \Leftrightarrow \lambda = \frac{2}{p_1} \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) \quad \text{Gleichung 103}$$

8.2 Verwendete Ringe

Die für die Wellenlängenbestimmung speziell im Zerspanzentrum gefertigten Ringe weisen gezielt eingebrachte Waddickenabweichungen mit dominanten Fourierreihen-Ordnungen zwischen 2 und 12 auf, deren Amplituden zwischen $10 \mu\text{m}$ und $200 \mu\text{m}$ variieren. Damit unterscheiden sich diese Ringe deutlich von den in Abschnitt 8.1 erwähnten Kalibrierwerkstücken mit sehr niedrigen Formabweichungen. Es wurden insgesamt 12 Ringe hergestellt, deren Rohlinge aus dem Standardvorrat des Sonderforschungsbereichs stammten. Die Bearbeitung wich nur leicht von dem in Abschnitt 4.2.3 beschriebenen Ablauf ab, um sicherzustellen, dass der Ringzustand hinsichtlich Eigenspannungen und Texturen ähnlich zu allen anderen im Sonderforschungsbereich untersuchten Ringen ist.

Tabelle 7 listet die Zuordnung der variierenden Fertigungsvorgaben zu den Ringnummern auf. Die Ringe weisen aufgrund ihrer unterschiedlichen dominanten Ordnungen und den wechselnden Amplituden eine große Bandbreite an zu messenden Wanddickenvariationen auf, so dass sie für die Bestimmung der mittleren Schallwellenlänge λ inklusive ihrer Unsicherheit $u(\lambda)$ geeignet sind.

Ringnummer	dominante Ordnung	Wanddickenvariation in μm	Ringnummer	dominante Ordnung	Wanddickenvariation in μm
53148	2	± 40	53154	5	± 30
53149	2	± 40	53155	5	± 50
53150	3	± 30	53156	6	± 200
53151	3	± 10	53157	6	± 40
53152	4	± 70	53158	12	± 80
53153	4	± 25	53159	12	± 200

Tabelle 7: Nummern und Eigenschaften der Ringe zur Bestimmung der Schallwellenlänge.

8.3 Resultate

Die Charakterisierung des gefertigten Ist-Zustands der Ringe erfolgte auf dem Koordinatenmessgerät PRIMAR MX 4 gemäß dem im Abschnitt 7.2 beschriebenen Ablauf der Referenzmessungen. Der im Abschnitt 7.3.1.2 dargestellte Algorithmus bestimmt aus diesen Messwerten die Parameter für die Synthese von Wanddicken-Referenzwerten, aus denen sich die Wanddickenvariationen d_{var} an den Stellen der Ultraschallmessungen (ψ_i, z_i) über die Gleichungen 92, 98 und 100 ermitteln lassen. Die Berechnung erfolgt für jeden mit Ultraschall gemessenen Punkt jedes Rings, so dass zusammen mit den per Ultraschallsystem gemessenen Phasendifferenzen $\Delta\varphi$ eine große Basis von 64869 Datenpaaren $(d_{var}(\psi_i, z_i); \Delta\varphi(\psi_i, z_i))$ für die Wellenlängenbestimmung entsteht.

Trägt man diese Datenpaare gegeneinander auf, ergibt sich ein Diagramm wie in Bild 46. Die Wanddickenvariationen d_{var} in Mikrometern befinden sich auf der Abszisse, während die Ordinate die Wellenlängenanteile in Prozent darstellt.

Zu beachten ist die Tatsache, dass im Bild 46 Wellenlängenanteile über 100 % erreicht werden, da die Ringe gemäß den Vorgaben teilweise mit entsprechend großen Wanddickenvariationen gefertigt wurden. Dass die Ultraschalldaten diese (den einfachen Messbereich überschreitenden) Variationen korrekt wiedergeben, liegt am Einsatz des entwickelten Entfaltungs-Algorithmus [Stö2013].

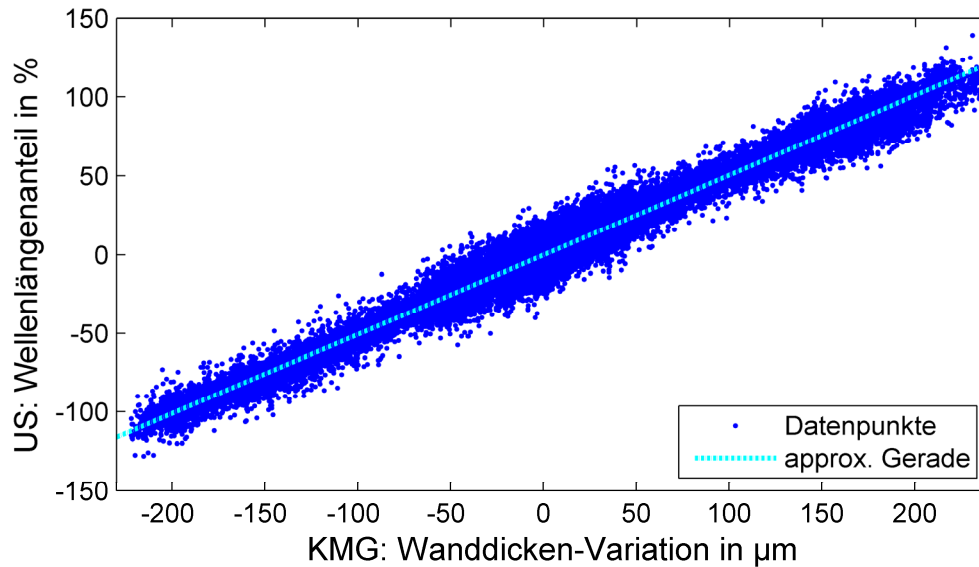


Bild 46: Korrelation zwischen den Wellenlängenanteilen (US) und den synthetisierten Referenzwerten des Koordinatenmessgeräts (KMG).

Die Datenpaare bilden eine mit Streuungen behaftete Gerade. Der Steigungswert p_1 der Gerade und seine Unsicherheit $u(p_1)$ ergeben sich durch Approximation eines Polynoms 1. Grades (lineare Regression) in die Datenpaare. Die resultierenden Werte sowie die daraus berechnete Schallwellenlänge λ und die korrespondierende Schallgeschwindigkeit c_s bei einer Schallfrequenz von $f_s = 15$ MHz sind in Tabelle 8 aufgelistet.

Dabei werden für die Wellenlänge und die Schallgeschwindigkeit jeweils zwei Werte berechnet. Der erste entspricht einer Messsituation in der kein Temperaturunterschied zwischen den Ultraschall- und den Referenzmessungen vorliegt ($\Delta T = 0$ K). Der zweite Wert ist für einen Temperaturunterschied von $\Delta T = 3$ K berechnet. Bei beiden Kalkulationen wird ein mittlerer thermischer Ausdehnungskoeffizient von $\alpha_T = 17,4 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ mit einer Unsicherheit von $u(\alpha_T) = 2,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ angenommen [Ach2008]. Die Unsicherheit des Temperaturunterschieds ist gemäß den in Abschnitt 8.1 angegebenen Grenzen mit $u(\Delta T) = 2,3$ K angesetzt.

	Steigung p_1 in mm^{-1}	Schallwellenlänge λ in μm		Schallgeschwindigkeit c_s in m/s bei $f_s = 15$ MHz	
		$\Delta T = 0$ K	$\Delta T = 3$ K	$\Delta T = 0$ K	$\Delta T = 3$ K
Wert	5,0511	395,96	395,98	5939,4	5939,7
Unsicherh.(k=2)	0,0039	0,31	0,31	4,6	4,6

Tabelle 8: Resultierende Werte der linearen Regression der Daten in Bild 46.

Die Unsicherheit der Schallwellenlänge $u(\lambda)$ ergibt sich über die Fortpflanzung von Unsicherheiten gemäß Gleichung 50 aus der Steigung p_1 .

$$u(\lambda) = \frac{2}{p_1} \cdot \sqrt{\left((1 + \alpha_T \cdot \Delta T) \cdot \frac{u(p_1)}{p_1} \right)^2 + (\Delta T \cdot u(\alpha_T))^2 + (\alpha_T \cdot u(\Delta T))^2} \quad \text{Gleichung 104}$$

Der sehr niedrige, erweiterte Unsicherheitswert resultiert aus der niedrigen Unsicherheit der Steigung, die in der hohen Anzahl der Datenpaare für die Approximation begründet liegt. Die Wellenlängenunsicherheit $u(\lambda)$ aus Gleichung 104 lässt sich mit der Schallfrequenz f_s in die erweiterte Unsicherheit der Schallgeschwindigkeit von $u(c_s) = 4,6 \text{ m/s}$ umrechnen.

Die berechneten Werte der Schallwellenlänge λ zeigen, dass der Temperaturunterschied ΔT zwischen der Koordinatenmessung und der Ultraschallmessung für die Wellenlängenbestimmung unerheblich ist. Die Wertänderung der Wellenlänge zwischen $\Delta T = 0 \text{ K}$ und $\Delta T = 3 \text{ K}$ ist ungefähr eine Größenordnung kleiner als die berechnete Unsicherheit.

Der gewählte Ansatz bestimmt die Schallwellenlänge im Probenmaterial demnach mit ausreichender Präzision. Darüber hinaus liegt der aus der Schallwellenlänge berechnete Wert der Schallgeschwindigkeit von $c_s = 5939 \text{ m/s}$ in guter Übereinstimmung mit Literaturwerten für Werkzeugstähle von $c_s = 5870 - 5960 \text{ m/s}$ [Mat1998, Kra1990], wodurch das Bestimmungs-Konzept weiter bestätigt wird.

Die Unsicherheiten der mit dem Messsystem ermittelten Daten $u(d_{var})$ berechnen sich aus den Unsicherheiten der gemessenen Phasendifferenzen $u(\Delta\varphi)$ und der Schallwellenlänge $u(\lambda)$ sowie weiterer Einflüsse. Da der gewählte Ansatz die Schallwellenlänge experimentell bestimmt, fließen alle mittleren systematischen Abweichungen, die durch Einflussfaktoren auf die Wellenlänge entstehen, automatisch in den ermittelten Wellenlängenwert ein. Ein Beispiel für einen solchen Einfluss ist die beschriebene, thermisch bedingte Änderung der Ringgeometrie. Demzufolge sind keine weiteren Korrekturen der Messwerte hinsichtlich dieser systematischen Einflüsse erforderlich. Durch die Verwendung der für $\Delta T = 0 \text{ K}$ berechneten Schallwellenlänge werden die Phasendifferenzen von Ringen mit abweichender Temperatur direkt auf die Wanddickenvariationen bei 20°C umgerechnet, so dass die berechneten Werte mit Koordinatenmessungen bei Standardtemperatur übereinstimmen. Die ermittelte Schallwellenlänge kann demnach auch als empirischer Proportionalitätsfaktor für die Bestimmung der Wanddickenvariationen betrachtet werden, der alle mittleren systematischen Einflüsse beinhaltet.

Treten innerhalb eines Rings oder zwischen verschiedenen Ringen Abweichungen der Einflussgrößen von den mittleren Werten auf, sind die resultierenden Einflüsse im ermittelten Wellenlängenwert nicht berücksichtigt. Da diese Einflüsse nicht quantifizierbar sind, stellen sie zusätzliche Beiträge zur Unsicherheit der Wanddickenvariationen dar, die bei der Unsicherheits-Bilanzierung abzuschätzen und zu berücksichtigen sind.

Die im Bild 46 zu beobachtende Streuung der Datenpunkte ist hauptsächlich durch die Unsicherheiten der Phasendifferenzbestimmung definiert. Der restliche Teil stammt aus der Wellenlängenunsicherheit und weiteren Einflüssen. Da wahrscheinlich auch

innerhalb der für die Wellenlängenbestimmung verwendeten Ringgruppe Variationen der Einflussgrößen auftreten (Materialinhomogenitäten, Eigenspannungsgradienten, Temperaturunterschiede zwischen den Ringen) kann ein Teil der Streuung in Bild 46 auf diese Einflussgrößen zurückgeführt werden, ohne dass es möglich ist diesen Teil exakt zu quantifizieren.

Durch Subtraktion der Referenzdaten von den mit dem Messsystem bestimmten Wanddickenvariationen kann geprüft werden, ob der ermittelte Wert die Wellenlänge im Material akzeptabel beschreibt. Treten größere Differenzen auf, ist dies auf die oben erwähnten Abweichungen der Einflussgrößen von ihren mittleren Werten zurückzuführen.

Bei den untersuchten Ringen treten tatsächlich erkennbare Abweichungen der Differenzwerte von Null auf, welche jedoch in der Regel um Null schwanken und kein erkennbar systematisches Verhalten zeigen. Es existieren aber auch einzelne Ringe, bei denen ein systematisches Verhalten der Differenzen feststellbar ist. In Bild 47 sind die Differenzen eines entsprechenden Rings dargestellt.

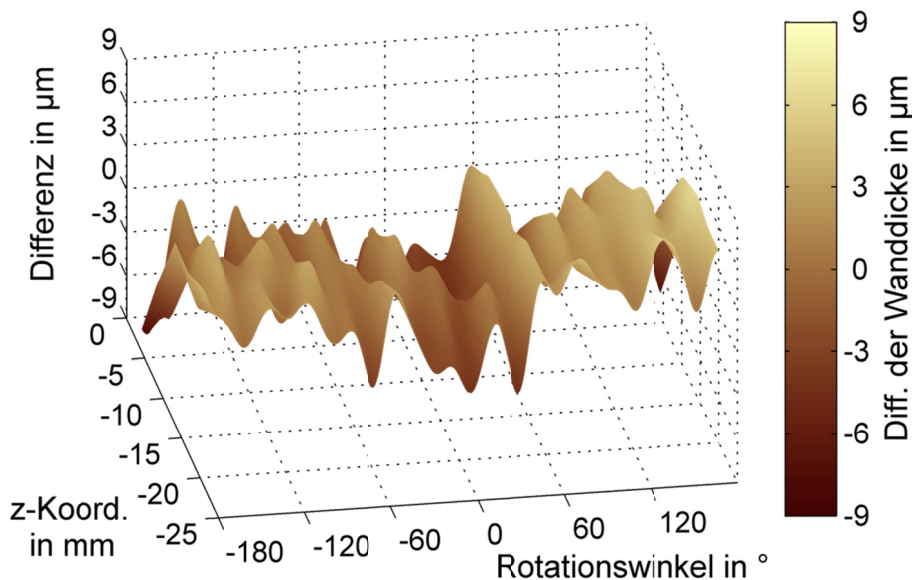


Bild 47: Wanddickendifferenzen eines Rings zwischen den synthetisierten Ultraschall-Messdaten und den Referenzdaten aus Koordinatenmessungen.

Sie zeigen einen leichten Anstieg von hinten ($z = 0$ mm) nach vorne ($z = -26$ mm). Ein Temperatureinfluss kann als Erklärung ausgeschlossen werden, da die Wärmeleitung im Material groß und der Wärmeeintrag durch den Kühlschmierstoff gleichmäßig über die Ringoberfläche verteilt ist, so dass sich der Ring nahezu homogen erwärmen würde. Daraus würde ein Offset der Differenzdaten entstehen, der bei keinem der untersuchten Ringe signifikant nachgewiesen werden konnte. Der Anstieg der Differenzen lässt sich eventuell auf eine inhomogene Eigenspannungsverteilung oder eine ungünstige Verteilung von Legierungsanteilen zurückführen. Da ähnliche, systematische Verhaltensweisen bei den untersuchten Ringen jedoch nur selten auftreten, stellt der er-

mittelte Wert der Wellenlänge eine gute Annäherung an den realen Wert des Ringmaterials dar und der Ansatz für die Wellenlängenbestimmung ist anwendbar.

Die Einflussfaktoranalyse von Benz hat gezeigt, dass die wesentlichen systematischen Einflüsse auf die Schallwellenlänge aus dem Messsystem selbst (z. B. Schallfrequenz, Abtastfrequenz, Auswertealgorithmen) stammen. Darüber hinaus beeinflussen die Werkstücktemperatur und Legierungsanteile die Schallwellenlänge ebenfalls signifikant [Ben2002]. Durch das gewählte, empirische Verfahren der Wellenlängenbestimmung werden alle diese systematischen Einflüsse im Gesamtsystem in ihrer Wirkung auf die Wellenlänge erfasst, ohne diese separat quantifizieren zu können. Sie sind also im Wert der Wellenlänge berücksichtigt und ihr Einfluss auf die Messdaten muss nicht mehr korrigiert werden.

Die zufälligen Einflüsse werden mit diesem Verfahren jedoch nicht kompensiert. Sie stammen laut Benz und eigenen Untersuchungen aus Quellen wie dem Koppelfluid, welches die Signaldämpfung und damit das Signal-Rausch-Verhältnis beeinflusst, oder der Fertigungsmaschine, welche durch ihre Antriebe starke elektromagnetische Emissionen erzeugt. Diese sind kaum zu minimieren, beeinflussen das gemessene Ultraschallsignal und führen in der Phasenauswertung zu erhöhten Rauschanteilen in den erfassten Geometriedaten [Ben2002, Stö2009]. Die aus diesem Einflussbereich stammenden Größen sind vielzählig und mit Sicherheit auch nicht alle bekannt. Demzufolge ist die Aufstellung einer umfassenden Unsicherheitsbilanz für die einzelnen Anteile der zufälligen Abweichungen nicht möglich.

Da die systematischen Einflüsse alle durch das gewählte Bestimmungsverfahren für die Schallwellenlänge berücksichtigt werden, ist davon auszugehen, dass die Unsicherheit des Systems im Wesentlichen durch die zufälligen Störeinflüsse auf die Phasenmessung hervorgerufen werden. Dementsprechend kann die Standardabweichung der Abweichungen von der Geraden in Bild 46 als erste Schätzung für die Unsicherheit des Burst-Messverfahrens verwendet werden. Führt man diese Betrachtung auch mit den synthetisierten Daten aus den approximierten Fourierreihen durch, ergibt sich eine erweiterte Unsicherheit ($k = 2$) von etwas über $6 \mu\text{m}$ aus den Daten. Für die Unsicherheiten der Fourierreihen-Koeffizienten ergibt sich ein Wert von $u(a_g) = u(b_g) \approx 0,9 \mu\text{m}$.

9 Anwendung des Systems

Das Burst-Messsystem wurde für Verzugsuntersuchungen im Sonderforschungsbereich „Distortion Engineering“ entwickelt und im Rahmen dieses Forschungsprojektes an Ringen eingesetzt. Neben diesem Themengebiet lässt es sich unter bestimmten Randbedingungen auch in anderen Forschungsfeldern oder industriellen Anwendungen einsetzen.

Seine prinzipielle Einsatzbarkeit ist durch Versuchsergebnisse aus dem Bereich der Verzugsuntersuchungen des Sonderforschungsbereichs belegbar.

9.1 Distortion Engineering

Im Rahmen der Untersuchungen zur Verzugsbeherrschung kam das Burst-Messsystem zum einen zur Erfassung des Ringverhaltens während der konventionellen Zerspanung (ohne adaptive Schnitttiefenregelung) zum Einsatz. Zum anderen wurde es in Kompensationsversuchen angewandt, in denen Ringe mit einer möglichst homogenen Wanddicke gefertigt werden sollten.

Die Analysen des Ringverhaltens basieren dabei nicht auf den ursprünglichen Messdaten. Stattdessen werden die Variationen verwendet, die sich aus den in die Messdaten approximierten Fourierreihen synthetisieren lassen. Dies liegt im Wesentlichen an der geringen Messunsicherheit der synthetisierten Daten, die auch für niedrige Wanddickenvariationen sichere Aussagen über das Ringverhalten erlauben. Darüber hinaus ermöglichen die für die Profilsynthese ermittelten Fourierreihen-Koeffizienten einen quantitativen Vergleich des Ringverhaltens zwischen mehreren Bearbeitungsstufen, was mit den Variationswerten so nicht umsetzbar ist.

9.1.1 Beobachtung des Ringverhaltens im Zerspanprozess

Da der Zerspanzyklus für die Ringe mehrstufig ausgelegt ist, besteht die Möglichkeit den Ringzustand nach jeder Bearbeitungsstufe mit dem entwickelten System zu erfassen (Bild 23). Hierzu positioniert das Zerspanzentrum den untersuchten Ring an fünf Positionen entlang der Ringachse vor dem Messsystem, das jeweils den kompletten Ringumfang für diese z-Position erfasst. Somit lassen sich für jede Sollwanddicke sowohl die Dickenvariationen in axialer als auch in Umfangsrichtung bestimmen.

Bild 48 und Bild 49 zeigen beispielhaft die Wanddickenvariationenwerte eines konventionell bearbeiteten Rings, der von einem Dreibackenfutter mit harten Greiferbacken und einem Spannsystemdruck von 20 bar gespannt wurde.

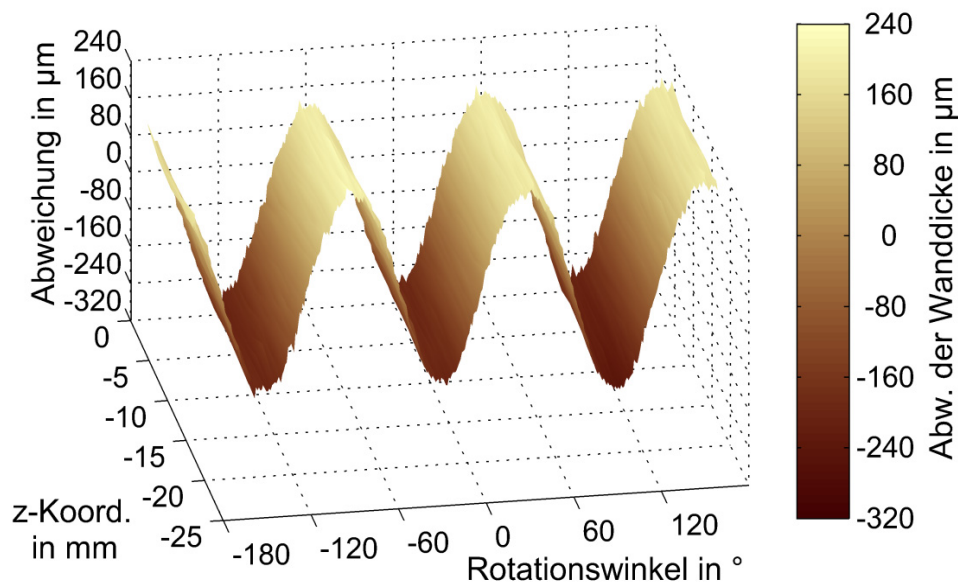


Bild 48: Flächige Interpolation der an 5 z-Positionen gemessenen Wanddickenvariationen eines Rings (Spannmittel: Greiferbacken, Spanndruck: 20 bar, Sollwanddicke: 7,5 mm).

Bei den Werten in Bild 48 handelt es sich um die **gemessenen** Daten, die aufgrund der Unsicherheiten der Messung mit Streuungen behaftet sind. In Bild 49 sind die **synthetisierten** Profile für die Position $z = -10,5$ mm aufgetragen, so dass die Änderung zwischen den einzelnen Bearbeitungszuständen deutlicher erkennbar ist.

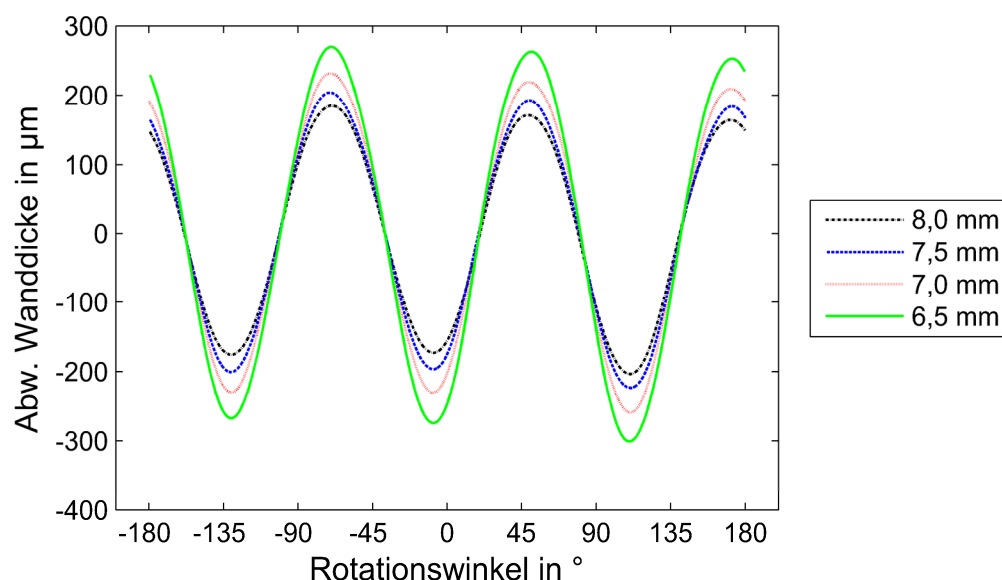


Bild 49: Approximierte Wanddickenvariationen des Rings aus Bild 48 bei $z = -10,5$ mm für verschiedene Sollwanddicken.

Die Daten zeigen, dass der konstante Druck des Dreibackenfutters den Ring mit abnehmender Wanddicke erwartungsgemäß immer weiter elastisch verformt und dabei

mit jeder Bearbeitungsstufe eine zunehmende Wanddickenvariation in Umfangsrichtung hervorruft. Darüber hinaus sind leichte Abweichungen zwischen den Maximal- und Minimalwerten der Peaks in Bild 49 erkennbar, was auf eine überlagerte, exzentrische Variation (Fourierreihen-Ordnung 1) schließen lässt [Stö2015].

Durch Auftragen der Fourierreihen-Koeffizienten in Amplituden-Phasen-Notation in einem Polardiagramm, lässt sich die Amplitudenänderung der einzelnen Ordnungen deutlich erkennen und quantifizieren.

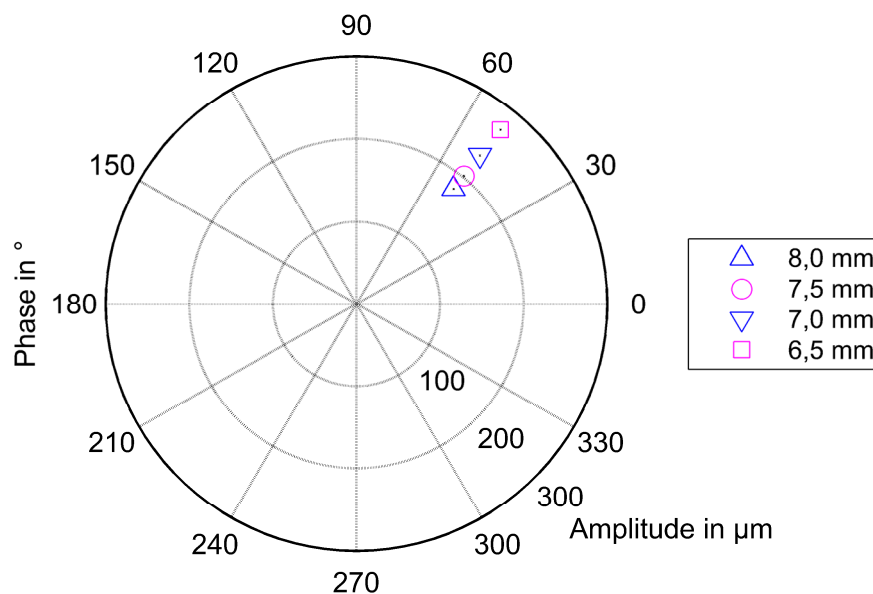


Bild 50: Polardiagramm der über die z-Positionen gemittelten Fourierreihen-Koeffizienten 3. Ordnung für verschiedene Wanddicken des Rings aus Bild 48.

In Bild 50 ist die über alle z-Positionen der jeweiligen Sollwanddicke gemittelte Amplitude c_3 der Fourierreihen-Ordnung 3 inklusive ihrer erweiterten Unsicherheit ($k = 2$) gegenüber dem gemittelten Phasenwinkel (ebenfalls mit erweiterter Unsicherheit) aufgetragen. Die Amplituden sind so groß, dass die Unsicherheiten nur als schwarzer Punkt in der Mitte des Koeffizientensymbols erscheinen.

Auch hier ist das Ansteigen der Amplitude mit sinkender Sollwanddicke erkennbar. Detailliertere Untersuchungen dieses Mechanismus zeigen Zusammenhänge zwischen der Amplitudenzunahme, dem Spanndruck, der Spannmittelart und der Vorschubgeschwindigkeit der Bearbeitung [Bee2012b; Bee2013].

Bild 51 zeigt die Änderung der Fourierreihen-Koeffizienten 1. Ordnung des gleichen Rings aufgelöst nach den einzelnen z-Positionen und Sollwanddicken. Die beiden schwarzen Striche in jedem Symbol in radialer und Umfangsrichtung stellen die erweiterte Unsicherheit ($k = 2$) der jeweiligen Koeffizienten dar.

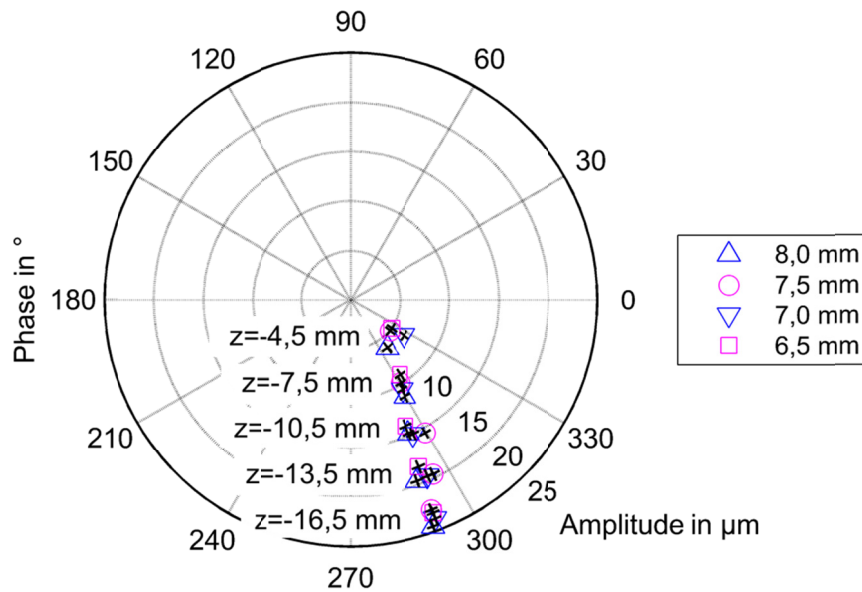


Bild 51: Polardiagramm der Fourierreihen-Koeffizienten 1. Ordnung inkl. Unsicherheiten für verschiedene z-Positionen und Wanddicken des Rings aus Bild 48.

Diese Fourierreihen-Ordnung sollte nicht durch die vom Dreibackenfutter induzierten Verformungen beeinflusst werden. Es ist daher erwartungsgemäß keine nennenswerte Wertänderung der Koeffizienten mit abnehmender Wanddicke zu beobachten. Stattdessen treten signifikante Abweichungen in axialer Richtung zwischen den einzelnen z-Positionen des Rings in Amplitude und Phasenlage auf, die in jeder Bearbeitungsstufe reproduzierbar wieder erzeugt werden. Eine Schiefstellung der Spannfutterachse gegenüber der Spindelachse könnte den Effekt erklären. Allerdings kann diese Ursache aufgrund einer entsprechenden Prüfung des Zerspanzentrums ausgeschlossen werden.

Eine alternative Erklärung ist die nicht-koaxiale Aufspannung des Rings zur Spindelachse. Anstatt einer Schiefstellung zwischen den Achsen von Spannfutter und Spindel liegt hier eine Schiefstellung von Ring- und Spannfutterachse vor. Sie kann durch eine Fehlbedienung oder durch einen nicht bemerkten, am **Dreibackenfutter** haftenden kleinen Span verursacht werden, wodurch der Ring nicht korrekt am Spannfutter anliegt. Eine solche Koaxialitätsabweichung kann aus denselben Gründen auch an Spannfuttern anderen Typs auftreten. Die Analyse der Messungen an **spanndorn**-gespannten Ringen zeigt, dass in dieser Gruppe mit der Ausnahme eines Rings keine entsprechenden Variationen auftreten (Bild 52). Bei dem auffälligen Ring hingegen liegt der Effekt im Vergleich zu den restlichen Ringen in Verbindung mit erhöhten Amplitudenwerten vor (Bild 53) [Stö2015]. Eine einfache Verkipfung der Ringachse reicht als Erklärung der zu beobachtenden Variationen jedoch nicht aus. In einem solchen Fall würde die Phasenlage der Fourierreihen-Ordnung stabil bleiben. Da sich bei beiden auffälligen Ringen (auf unterschiedliche Weise) aber sowohl die Amplitude als auch die Phasenlage der Fourierreihen-Ordnung ändert, muss die Ringachse zusätzlich so verkippt oder verschoben sein, dass sie die Spindelachse nicht mehr schneidet.

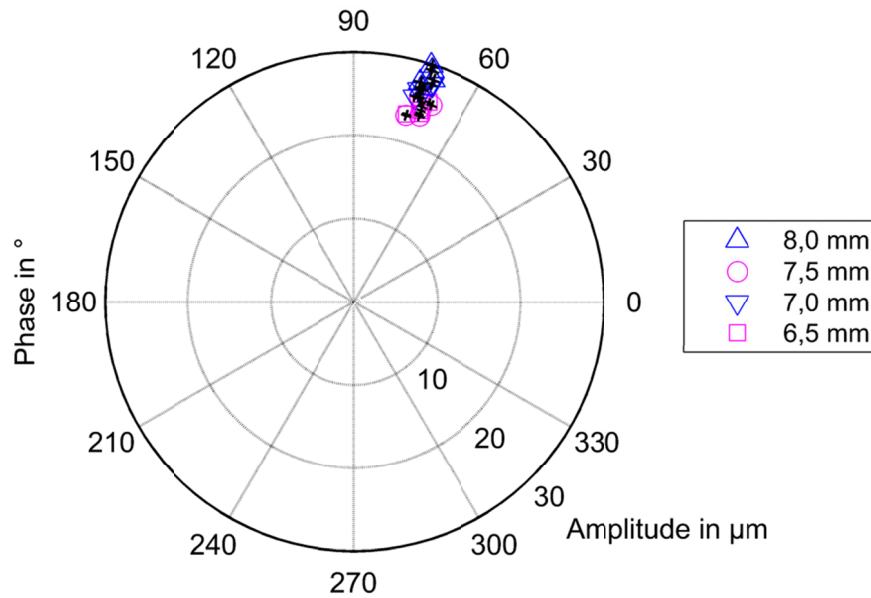


Bild 52: Normale Fourierreihen-Koeffizienten 1. Ordnung exemplarisch für einen Großteil der mit einem Spanndorn gespannten Ringe.

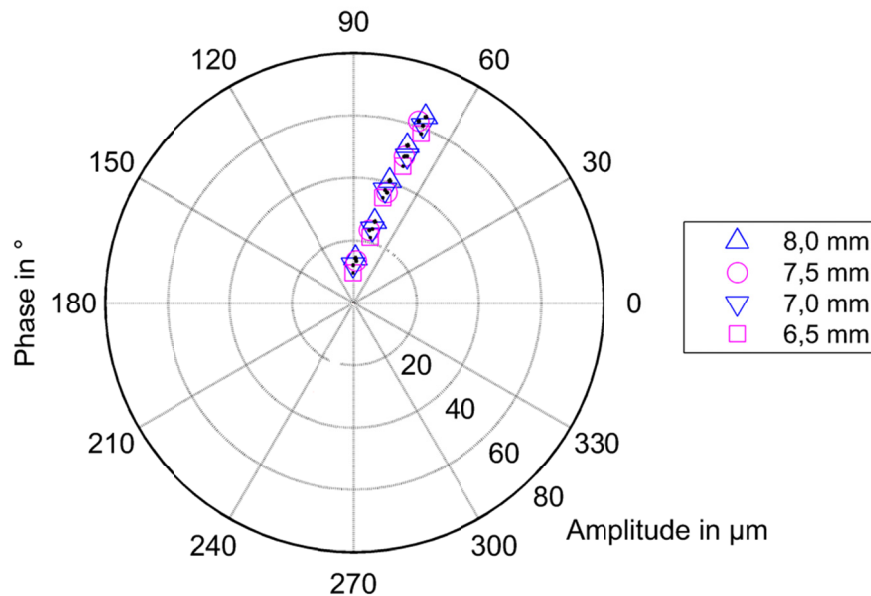


Bild 53: Auffällige, veränderliche Fourierreihen-Koeffizienten 1. Ordnung in Abhängigkeit von der z-Position eines mit einem Spanndorn gehaltenen Rings.

Dieser Erklärungsansatz erscheint plausibel aufgrund der Tatsachen, dass eine Koeffizientenvariation dieser Art nur bei wenigen Ringen und nur für die Fourierreihen-Ordnung 1, aber für unterschiedliche Spannfutter beobachtet werden kann. Das Messsystem ist demnach für die Überprüfung der korrekten Ringpositionierung auf dem Spannfutter verwendbar und bei einer Auswertung während des Prozesses besteht die Möglichkeit, eine Aufforderung zur manuellen Korrektur der Einspannung durch den Bediener zu veranlassen.

Da sich die Spannsituation der untersuchten Ringe jedoch nicht nachträglich überprüfen lässt, kann der Erklärungsansatz nicht sicher bestätigt werden.

Dass die während der Zerspanung kontinuierlich abnehmende Ring-Steifheit auch einen Einfluss auf die **axialen** Wanddickenvariationen hat, lässt sich durch Ergebnisse aus Versuchsreihen mit einem Segmentbackenfutter zeigen. Bild 54 stellt die für diese Versuchsgruppe typische Form der Wanddickenvariationen dar. Die zerspannten Ringe weisen eine bei allen Sollwanddicken vorhandene z-Abhängigkeit der Wanddicke auf, die von Variationen in Umfangsrichtung überlagert wird. Der Längsschnitt erfolgt von $z = 0$ mm in Richtung $z = -26$ mm, so dass der zu Beginn des Schnitts noch steifere Ring eine „hohe“ Wanddicke bei $z = 0$ mm aufweist. Je weiter sich das Werkzeug während der Zerspanung in negativer Richtung der z-Achse bewegt und dabei Material abträgt, desto nachgiebiger wird der Ring. Dies führt zu einer spanndruckbedingten, kontinuierlichen Aufweitung des Rings während der Materialabnahme. Daraus folgt, dass mit abnehmender Ringsteifheit geringfügig immer mehr Material abgetragen wird. Somit entsteht eine mit der z-Koordinate stetig abnehmende Wanddicke, obwohl der Ring während der ganzen Bearbeitung über seine gesamte z-Ausdehnung auf dem Spannmittel aufliegt.

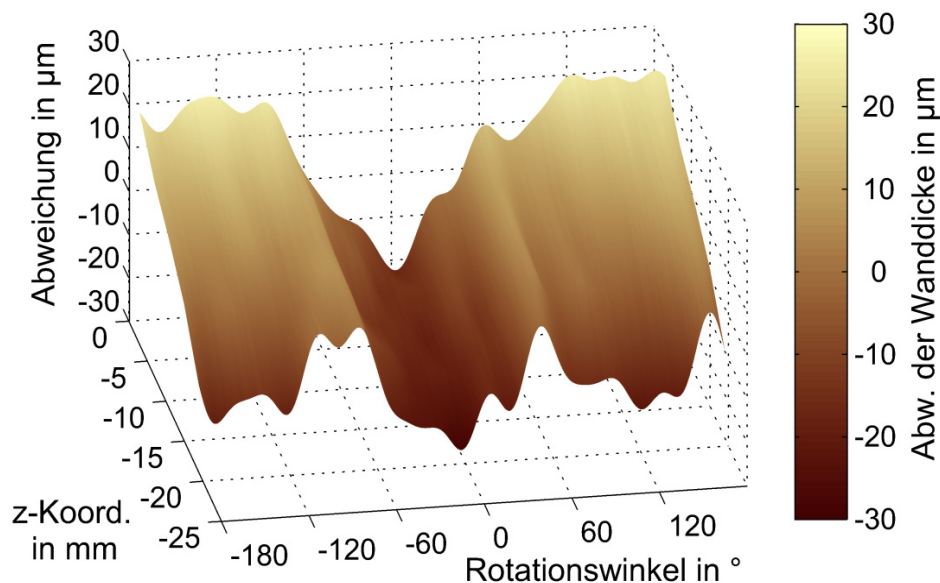


Bild 54: Aus den Messdaten synthetisierte Wanddickenvariationen eines mit einem Segmentbackenfutter gespannten Rings.

Interessanterweise tritt dieser Effekt bei der Verwendung eines Spanndorns nicht auf, obwohl die Ring-Steifheit ebenfalls während der Bearbeitung abnimmt und der Ring mit seiner inneren Mantelfläche wie bei den Segmentbacken mit einem großen Flächenanteil auf dem Spannmittel aufliegt. Auch für diesen Unterschied im Verhalten der Ringe liegt aktuell keine Erklärung vor.

Generell ist das Burst-Messsystem in der Lage, längerfristig im Arbeitsraum des Zerspanenzentrums ohne Einschränkungen Daten zu erfassen und das Verhalten der Ringe in unterschiedlichen Spann- und Zerspannsituationen zu ermitteln. Die für das Verzugsverständnis interessanten Wanddickenänderungen der Ordnungen 1 bis 6 lassen sich mit dem System identifizieren und quantifizieren, wobei die erweiterten Unsicherheiten ($k = 2$) der ermittelten Fourierreihen-Koeffizienten für einen Großteil der Ringe bei unter 1 Mikrometer (für alle Ringe unter 2,0 Mikrometer) liegen. Damit sind die Unsicherheiten auch für alle Spannsysteme klein genug, um die Daten für Mechanismenanalysen zur Entwicklung von Prozessmodellen zu verwenden, die in Qualitätsregelkreise implementiert werden können.

9.1.2 Kompensation von Wanddickenabweichungen

Gemäß dem ganzheitlichen Betrachtungsansatz des Distortion Engineerings für Ringe fällt dem Zerspanprozess die Aufgabe zu, weichbearbeitete Ringe mit einer homogenen Wanddicke zu fertigen. Dies soll unabhängig von den schon im Bauteil vorhandenen Eigenspannungsverteilungen und den verwendeten Spannmitteln erfolgen. So ist sichergestellt, dass eine große Bandbreite an unterschiedlichen Bauteilzuständen für Verzugsuntersuchungen der folgenden Bearbeitungsprozesse gefertigt werden und eine Übernahme des Prozesses in eine verzugsminimierte Fertigungskette erfolgen kann.

Der Test der im Sonderforschungsbereich entwickelten Kompensationsstrategie für den Verzug der Wanddicke beim Zerspanen erfolgte mit einer Gruppe von 24 Ringen, die eine Sollwanddicke von $d_{\text{Soll}} = 6$ mm aufwiesen (Tabelle 9). Die Ringe sind in 6 Untergruppen untergliedert, da sie während der Außenbearbeitung mit unterschiedlichen Spanndrücken und Spannmitteln fixiert wurden, um deren Einfluss auf die Kompensationsstrategie zu untersuchen [Bee2012a].

Untergruppe	Ringnummern	Spannmittel	Spanndruck
1	53101, 53112, 53161, 53163	Spanndorn	20 bar
2	53111, 53119, 53164	Segmentbacken	20 bar
3	53103, 53106, 53109, 53118, 53162	Greiferbacken	20 bar
4	53105, 53113, 53120	Spanndorn	35 bar
5	53107, 53108, 53110, 53115, 53160	Segmentbacken	35 bar
6	53102, 53104, 53116, 53117	Greiferbacken	35 bar

Tabelle 9: Nummern und Versuchsparameter der Ringgruppen zur Kompensationsuntersuchung.

Für die zerspanende Innenbearbeitung der Ringe kam der in Abschnitt 4.2.3 erläuterte Bearbeitungszyklus zum Einsatz. Die Außenbearbeitung wurde mit dem in Bild 23 dargestellten adaptiven Bearbeitungszyklus durchgeführt. Die Messungen zwischen den Bearbeitungsstufen fanden an den gleichen z-Positionen wie bei den in Abschnitt 9.1.1 beschriebenen Untersuchungen statt. Alle Stufen des Bearbeitungszyklus sind hinsichtlich ihrer Fertigungsparameter (Vorschub, Schnittgeschwindigkeit usw.) gleich definiert [Bee2013]. Nur die Schnitttiefe a_p verändert sich zwischen den Bearbeitungsstufen wie in Bild 23 und Gleichung 66 angegeben.

Die ermittelten Wanddickenvariationen bei $z = -10,5$ mm eines so gefertigten Rings sind im Bild 55 für den Anfangszustand (Sollwanddicke 8,0 mm) und die vier Bearbeitungsstufen dargestellt. Wie aus den Daten zu erkennen ist, führt die adaptive Fertigstellungsstufe (Sollwanddicke 6,0 mm) zu einer deutlichen Reduktion der Wanddickenvariationen. Es fällt jedoch auf, dass die Wanddickenvariationen nicht vollständig kompensiert werden können.

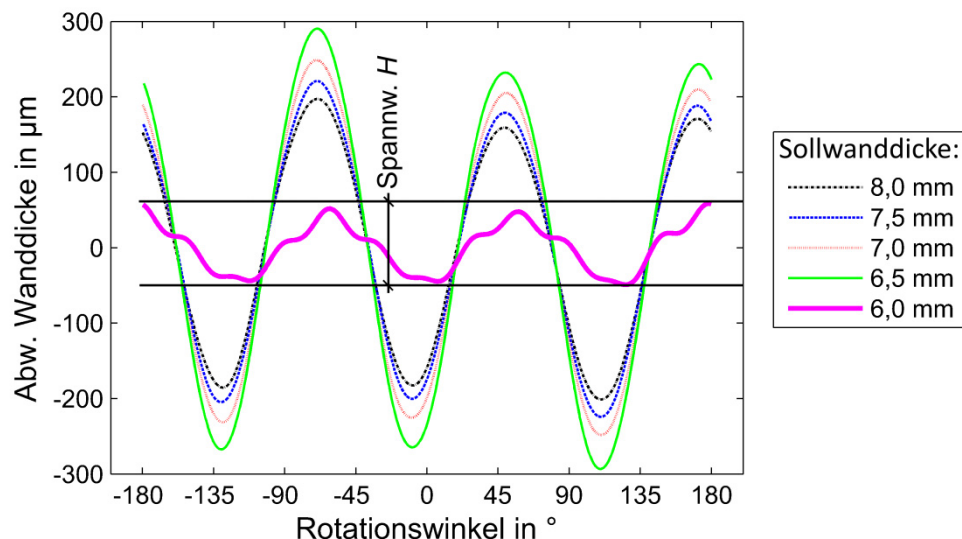


Bild 55: Gemessene Wanddickenvariation eines mit Greiferbacken gespannten Rings; gefertigt mit konventionellen (Sollwanddicken 8,0 mm bis 6,5 mm) und einer adaptiven Bearbeitungsstufe (Sollwanddicke 6,0 mm).

Eine detailliertere Analyse der Messdaten zeigt, dass die mittleren Amplituden c_3 aller Ringe dieser beiden Untergruppen (3 + 6, siehe Tabelle 9) deutlich reduziert werden und die Streuung der Amplituden sinkt (Bild 56).

Die konventionell geführte Bearbeitungsstufe weist in den Amplituden einen deutlichen Unterschied zwischen den beiden Untergruppen auf, der durch die verschiedenen Spanndrücke verursacht wird. Bei den Messdaten nach der adaptiven Fertigstellungsstufe ist ein entsprechender Unterschied nicht mehr signifikant erkennbar.

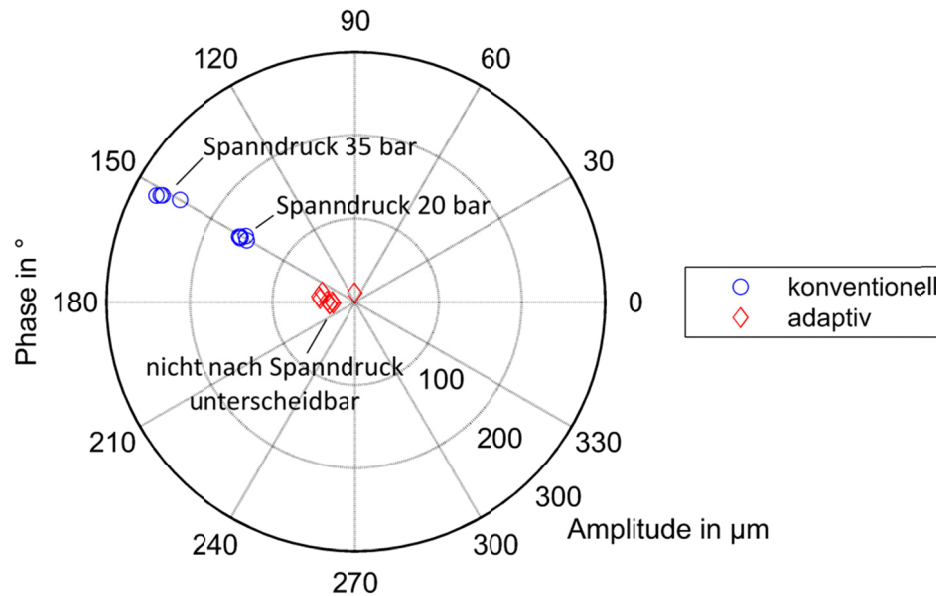


Bild 56: Koeffizienten der 3. Ordnung der Gruppe des Rings aus Bild 55.

Beim Vergleich der Messungen nach der konventionellen und nach der adaptiven Stufe ist keine Änderung der Phasenlage $\psi_{3,0}$ der Fourierreihen-Ordnung zu beobachten. Dies bedeutet, dass die Schnitttiefenvorgabe $a_{p,var}$ des Qualitätsregelkreises offenbar zu gering gewählt ist, so dass keine vollständige Kompensation der Wandickenvariationen erreicht wird (Unterkompensation) [Stö2013]. Ausgehend von den Beobachtungen im Abschnitt 9.1.1 und den Daten im Bild 55 kann geschlossen werden, dass die abnehmende Steifheit des Rings für diesen Effekt verantwortlich ist. Demzufolge ist die oben getroffene Annahme, dass die Messwerte der Wanddicke $d_{Soll} = 6,5$ mm eine gute Näherung für die tatsächlich erforderlichen Wandickenvariationen für die adaptive Bearbeitung auf $d_{Soll} = 6,0$ mm sind, für zumindest diese beiden Ring-Untergruppen falsch. Die tatsächlichen Abweichungen einer konventionell geführten Fertigstellungsstufe liegen aufgrund der abnehmenden Steifheit offenbar noch höher, so dass auch die Sollwerte der Schnitttiefe größer gewählt werden müssen [Stö2015].

Da die Hypothese zum Verhalten der Ringsteifheit als generalisierbar betrachtet werden kann, ist zu erwarten, dass sich die anderen Fourierreihen-Koeffizienten der Ringgruppe ähnlich verhalten und Unterkompensation aufweisen. Diese Erwartung wird durch die Messergebnisse für die Koeffizienten der mit Greiferbacken gespannten Ringe bestätigt, wenn von den Koeffizienten mit Amplituden im Bereich der erweiterten Unsicherheit ($< 1,5 \mu\text{m}$) abgesehen wird, für die sich keine sichere Aussage treffen lässt.

Tabelle 10 listet die Resultate inklusive der Unsicherheiten ($k = 2$) der Untersuchungen aller Ring-Untergruppen auf. Das Kompensationsresultat ist als Reduktionsrate Q_g vom Zustand nach der adaptiven Fertigstellungsstufe (Bearbeitungsstufe N) zum Zustand vor dieser Stufe (N-1) angegeben (Gleichung 105).

$$Q_g = 1 - \frac{c_{g,N}}{c_{g,N-1}} \quad ; \quad u(Q_g) = (1 - Q_g) \cdot \sqrt{\left(\frac{u(c_{g,N})}{c_{g,N}}\right)^2 + \left(\frac{u(c_{g,N-1})}{c_{g,N-1}}\right)^2} \quad \text{Gleichung 105}$$

In der Tabelle 10 sind sowohl die über die jeweiligen Versuchsgruppen (3-5 Ringe) gemittelten Reduktionswerte für die Amplituden c_1 bis c_3 als auch für die Spannweite H (Subtraktion von maximaler und minimaler Wanddicke – siehe Bild 55) dargestellt. Die angegebenen Unsicherheiten $u(Q_g)$ berechnen sich per Fortpflanzung von Unsicherheiten (Gleichung 50) aus den Unsicherheitswerten der Fourierreihen-Koeffizienten $c_{g,N}$ und $c_{g,N-1}$.

Die Raten Q_g , deren Unsicherheiten $u(Q_g)$ ein Fünftel der Rate nicht überschreiten, sind in der Tabelle fett markiert, da sie eindeutige Aussagen über die Kompensation der Wanddickenvariationen erlauben. Der Kompensationsansatz reduziert die Fourierreihen-Koeffizienten der 1. und 3. Ordnung sowie die Spannweite auf Werte bis zu unter 20 %.

Fourierr.-Koeff.	c_1		c_2		c_3		Spannw. H	
Spannmittel/ Spanndruck in bar	Q_1 in %	$u(Q_1)$ in %	Q_2 in %	$u(Q_2)$ in %	Q_3 in %	$u(Q_3)$ in %	Q_H in %	$u(Q_H)$ in %
Spanndorn /								
20 bar	90	4	81	13	53	37	77	8
35 bar	87	9	65	19	70	6	78	11
Segmentbacken /								
20 bar	74	16	42	40	72	12	60	14
35 bar	65	25	64	23	60	42	49	41
Greiferbacken /								
20 bar	83	9	65	35	80	2	78	2
35 bar	85	10	47	21	86	6	83	3

Tabelle 10: Über die untersuchte Ringgruppe gemittelte Reduktionsraten Q_g der Amplituden c_g der ersten drei Ordnungen (g) sowie der Spannweite H inklusive Unsicherheit ($k = 2$) von nach dem adaptiven Schnitt (N) zu vor dem Schnitt ($N-1$).

Hohe Reduktionsraten lassen sich laut Tabelle 10 aber nicht nur in den Ringgruppen, welche mit Greiferbacken gespannt wurden, erreichen. Auch mit dem Spanndorn (Untergruppen 1 + 4) sind Raten von 50 % bis 90 % zu erzielen.

Bei der Betrachtung der Koeffizienten mit Ordnung 1 aller Ringe der Versuchsgruppen „Spanndorn“ im Polardiagramm (Bild 57) fällt auf, dass die Phasenlage des Koeffizienten nach der adaptiven Bearbeitungsstufe um 180° zum vorherigen Zustand verschoben ist. Die Wanddickenvariation 1. Ordnung ist demnach überkompensiert worden [Stö2013].

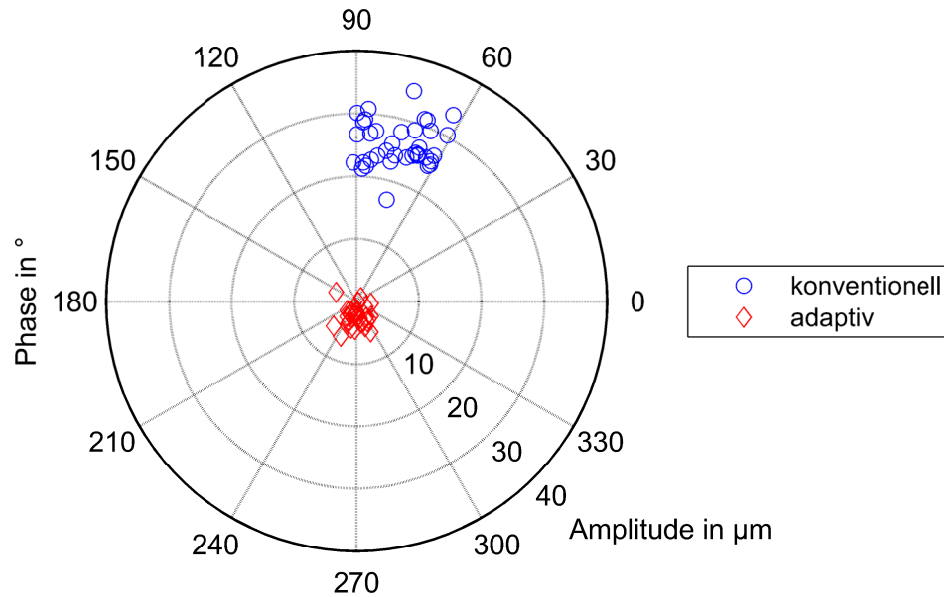


Bild 57: Fourierreihen-Koeffizienten der 1. Ordnung des Rings aus Bild 55.

Die gleiche Beobachtung gilt bei der Mehrheit der Ringe dieser beiden Untergruppen auch für den Fourierreihen-Koeffizienten der 3. Ordnung. Für die anderen Ordnungen ist keine belastbare Aussage zu treffen, da die entsprechenden Koeffizienten-Amplituden im Bereich ihrer Unsicherheiten liegen und daher stark durch zufällige Abweichungen beeinflusst sind.

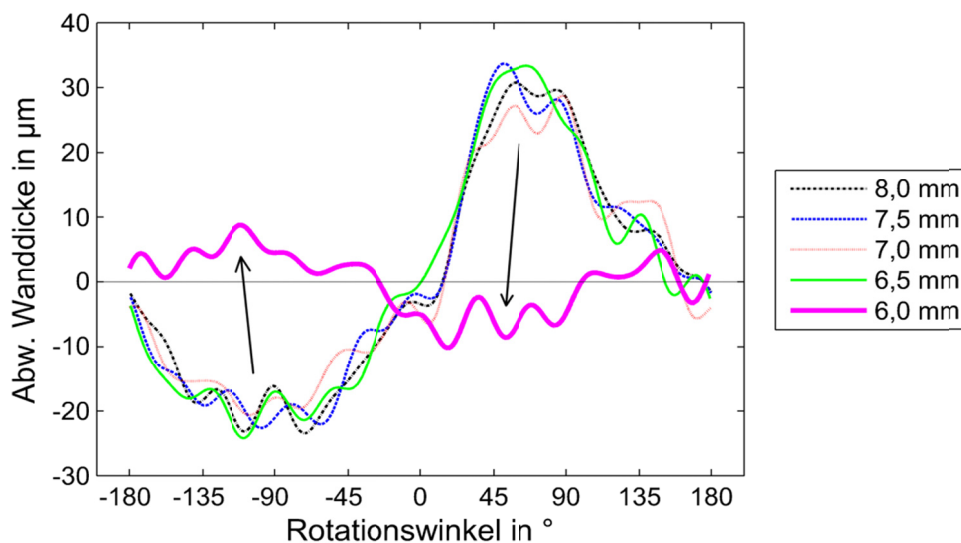


Bild 58: Überkompensation der Wanddickenvariationen eines mit einem Spanndorn gespannten Rings.

Der Effekt der Überkompensation ist im Bild 58 im Verlauf der Wanddickenvariationen gut erkennbar. Die Variationen der Fertigstellungsstufe liegen größtenteils auf der den konventionell erzeugten Variationen gegenüberliegenden Seite der Nulllinie [Stö2015].

Für die beiden Segmentbacken-Gruppen lässt sich anhand der vorliegenden Daten keine klare Aussage hinsichtlich Über- oder Unterkompensation treffen. Die ermittelten Koeffizientenwerte streuen innerhalb jeder Untergruppe sehr stark und die Amplituden der meisten Fourierreihen-Ordnungen sind kleiner als $5\text{ }\mu\text{m}$, so dass die zufälligen Abweichungen der Daten durch die Unsicherheiten $u(Q_g)$ einen großen Einfluss auf die Interpretation gewinnen. Trotzdem lässt sich auch für dieses Spannmittel ein deutlicher Kompensationseffekt von 50 % und mehr für fast alle betrachteten Ordnungen feststellen.

Neben den hier geschilderten Untersuchungen und Analysen fanden in Kooperation mit Teilprojekten aus der Fertigungstechnik weitere Versuche zu den Kompensationsmechanismen statt, aus denen sich beispielsweise Zusammenhänge zwischen den Zerspankräften, den adaptiven Schnitttiefenvorgaben, den erzielten Kompensationsraten und den resultierenden Eigenspannungen ableiten lassen [Bee2012a; Bee2013].

Aus den durchgeführten Untersuchungen und Ergebnissen zur Kompensation von Formabweichungen in den Folgeprozessen [Sur2011; Ren2011; Lüt2012] ergibt sich, dass der Ansatz für die Kompensation beim Zerspanen korrekt gewählt und erfolgreich umgesetzt wurde. Der modifizierte Zerspanprozess ist in der Lage, hohe Wanddickenvariationen mit Spannweiten von $H = 500\text{ }\mu\text{m}$ auf $H \leq 100\text{ }\mu\text{m}$ zu reduzieren und auch bei deutlich kleineren Wanddickenvariationen hohe Reduktionsraten zu erreichen, so dass nach dem Zerspanprozess Ringe mit Spannweiten bis hinunter zu $H = 10\text{ }\mu\text{m}$ vorliegen. Da die Sollwertvorgabe an die schnelle Werkzeug-Verstelleinheit bislang den unmodifizierten, gemessenen Wanddickenvariationen entspricht, besteht hier noch erhebliches Optimierungspotenzial durch den Einsatz eines Prozessmodells. Indem dieses Modell mehrere vorab gemessene Wanddickenvariationen für unterschiedliche Sollwanddicken berücksichtigt, kann es deutlich bessere Sollwerte für die adaptive Schnitttiefe generieren, so dass die Reduktionsraten Q_g für die wesentlichen Ordnungen weiter ansteigen und der Effekt der Unterkompensation bei den mit Greiferbacken gespannten Ringen reduziert wird. In wie weit dieses Prozessmodell auch bei den anderen Spannsystemen (insbesondere bei der Überkompensation in Verbindung mit dem Spanndorn) zu einer Kompensationsoptimierung führt, lässt sich aktuell noch nicht abschätzen.

Eine Reduktion der Spannweiten auf $H < 10\text{ }\mu\text{m}$ oder der Amplituden auf Werte von $c_g < 2\text{ }\mu\text{m}$ hingegen ist aufgrund der vorhandenen Unsicherheiten des Messsystems und des Regelverhaltens der schnellen Werkzeug-Verstelleinheit unrealistisch und für die Forschungsarbeiten im Sonderforschungsbereich nicht erforderlich.

Die Quantifizierung des in ein Bauteil eingebrachten Kompensationspotenzials kann aufgrund der erarbeiteten Erkenntnisse nicht anhand eines skalaren Werts erfolgen, sondern muss sich auf die einzelnen Ordnungen der Fourierreihe sowie die erreichbare Reduktion der Spannweite H beziehen. Dies ist erforderlich, da die dargestellten Resultate ein unterschiedliches Kompensationsverhalten für die einzelnen Ordnungen zeigen.

Hinsichtlich des entwickelten Burst-Messsystems kann festgestellt werden, dass für den Einsatz im modifizierten Zerspanprozess alle wesentlichen Anforderungen erfüllt werden. Das System ist in Verbindung mit dem PC-System für die Regelung der Verstelleinheit einsetzbar und die Kommunikation mit dem Qualitätsregelkreis ist funktionsfähig. Die erreichten Messunsicherheiten für die synthetisierten Profile sowie die Fourierreihen-Koeffizienten sind niedrig genug, um Sollwertvorgaben für den Qualitätsregelkreis generieren zu können, die zu einer stabilen Bearbeitung mit hohen Kompensationsraten führen.

9.1.3 Bewertung der Anwendung

Der erfolgreiche Einsatz des Burst-Messsystems im Bereich des Verzugsverständnisses und der –beherrschung ist durch die in den beiden vorherigen Abschnitten beschriebenen Anwendungen sowie die Möglichkeit zur automatischen Erkennung von Spannfehlern belegt. Über Forschungsprojekte hinaus ist die Anwendbarkeit des Messsystems in einer industriellen Prozesskette für entsprechende Ringe aktuell aber als gering einzuschätzen. Dies liegt im Wesentlichen an den zusätzlichen Kosten, die durch das System verursacht werden, und den Randbedingungen, die in den folgenden Prozessen zu berücksichtigen sind.

Neben den indirekten Kosten durch die Erhöhung der Bearbeitungszeit eines Bauteils aufgrund der Messungen zwischen den einzelnen Bearbeitungsstufen fallen direkte Kosten für die Beschaffung, Installation und Wartung des Messsystems sowie der Verstelleinheit für die schnelle Werkzeugbewegung an. Diese sind bei kleinen Bauteilen, die in Großserien gefertigt werden, groß im Vergleich zu den Kosten für ein Ausschussteil und die dazu anfallenden Kosten für eine stichprobenartige Überprüfung der Bauteile mittels beispielsweise einem Koordinatenmessgerät. Hinzu kommt, dass die Anwendung nur sinnvoll ist, wenn die gesamte Prozesskette an einen ganzheitlichen Distortion-Engineering-Ansatz angepasst wird. Da die Homogenisierung der Wanddicke jedes individuellen Bauteils automatisch eine individuelle Formabweichung nach sich zieht, muss auch die Wärmebehandlung auf einen bauteilindividuellen, asymmetrischen Prozess umgestellt werden. Nur so lassen sich die in der Zerspanung verursachten Formabweichungen zum Prozessende hin korrigieren, ohne hohe Hartbearbeitungszeiten und -kosten zu verursachen. Gerade bei kleinen bis mittleren Wälzlageringen kommen (z. B. in der Automobilindustrie) große Anlagen für die Wärmebehand-

lung zum Einsatz, in denen bis zu mehrere Hundert Teile gleichzeitig behandelt werden können. Die Abschreckung erfolgt in diesen Anlagen aufgrund der technischen Randbedingungen schon **ungewollt** (und im Detail auch unbekannt) asymmetrisch, so dass eine bauteilindividuelle, **gezielt** asymmetrische Abschreckung zur Korrektur von individuellen Formabweichungen technisch ausgeschlossen ist. Daraus ergibt sich, dass die Homogenisierung der Wanddicke in der Zerspanung nicht sinnvoll ist, wodurch der Einsatz des Messsystems überflüssig wird.

9.2 Weitere Anwendungen

Der prinzipielle Einsatz des Burst-Messsystems ist nicht nur auf die im Abschnitt 9.1 dargestellten Anwendungsfelder beschränkt. Generell lassen sich Wanddicken- und Formabweichungen eines Bauteils in jedem Fertigungsprozess erfassen, in dem der Einsatz von Ultraschalltransducern und Koppelmitteln möglich ist. Dies können sowohl weich- als auch hartbearbeitende Prozesse mit

- geometrisch bestimmter Schneide (z.B. Hart-Drehbearbeitung),
- geometrisch unbestimmter Schneide (Schleifen),
- umformender Wirkung (z.B. Festwalzen)

sein, solange die Zugänglichkeit einer Oberfläche für einen das Schallsignal transportierenden Koppelmittelstrahl gewährleistet ist. Dabei ist es unerheblich, ob das Bauteil zylindrisch oder quaderförmig geformt ist. Es ist aber eine relativ kleine Parallelitätsabweichung zwischen den beiden die Wanddicke definierenden Bauteiloberflächen erforderlich, um die Erfassung des Schallechos zu ermöglichen. Darüber hinaus wird die Einsetzbarkeit des Systems durch die Schallschwächung und die innere Struktur des zu messenden Werkstoffs bestimmt. Je größer die zu messende Wanddicke ist, desto höhere Schallpegel sind daher in das Bauteil einzubringen. Demzufolge ist das Verfahren nur sinnvoll bei Produkten anzuwenden, die im Verhältnis zu ihren sonstigen Dimensionen dünnwandig sind.

Ein ökonomisch sinnvoller Einsatz in einer industriellen Fertigungsumgebung erscheint bei Bauteilen mit Dimensionen unter ca. 50 cm Durchmesser bzw. Länge nicht möglich (siehe 9.1.3). Erst bei höheren Kosten für den Bauteilrohling oder die bis zum aktuellen Bauteilzustand bereits durchgeführten Bearbeitungsschritte kann der Einsatz des Systems im Rahmen eines Distortion-Engineering-Ansatzes zu reduzierten Gesamtkosten einer Prozesskette führen.

Dies könnte beispielsweise bei Wälzlagerkomponenten für die Windenergietechnik der Fall sein. Ebenso wie bei anderen Großbauteilen werden diese beim Überschreiten von Toleranzgrenzen in der Regel nicht als Ausschuss aussortiert und verschrottet, sondern nachbearbeitet um die geforderten Toleranzen einzuhalten. Für die Prüfung des aktuellen Bauteilzustands kommen aufgrund der niedrigen Toleranzen häufig große Koor-

koordinatenmessgeräte zum Einsatz, so dass schon der Transport aus der Fertigungsmaschine zum Messplatz und für eine gegebenenfalls erforderliche Nachbearbeitung zurück mit hohem personellem und zeitlichem Aufwand verbunden ist. Im Vergleich dazu ist der zusätzliche Zeitaufwand während des Fertigungsprozesses für die Messung der Geometrie des Bauteils in der Fertigungsmaschine gering. Hinzu kommt noch die Tatsache, dass die Messung in der Fertigungsmaschine den aktuellen Fertigungszustand des Bauteils inklusive der Wirkungen aller Einflussgrößen, die in der Fertigungsmaschine auftreten, beschreibt. Schon aufgrund der hohen Massen der Bauteile und der erforderlichen geänderten Lagerung/Aufspannung im Koordinatenmessgerät kommt es zu Unterschieden zwischen der Bauteilform in der Fertigungsmaschine und im Koordinatenmessgerät, welche die Nachbearbeitung in der Maschine erschweren.

Generell lässt sich daher behaupten, dass die Chance auf eine industrielle Anwendbarkeit des Messsystems mit wachsender Bauteilgröße und –masse steigt. Dies gilt insbesondere für Hartbearbeitungsprozesse, da hier die Bauteilform nicht noch nachträglich durch einen Wärmebehandlungsprozess beeinflusst wird.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Der messbare Verzug von Stahlbauteilen nach dem Härten stellt immer noch eine große Herausforderung für die fertigende Industrie dar. In den letzten 15 bis 20 Jahren setzte sich die Erkenntnis durch, dass der Verzug durch jeden Prozess der Fertigungskette beeinflusst wird, anstatt nur durch die Wärmebehandlung verursacht zu werden.

Um die Verzugsentstehung unter Berücksichtigung dieser Erkenntnis besser zu beherrschen, bietet sich der Einsatz von Qualitätsregelkreisen an. Im Sonderforschungsbereich „Distortion Engineering“ wurde ein entsprechendes Konzept für die Regelung der Geometrie von dünnwandigen Ringen umgesetzt. Diese unterliegen während der Weichbearbeitung lokal variierenden Kräften, welche zu Verformungen des eingespannten Rings führen. Durch die Kinematik des Drehprozesses entstehen daraus Wanddickenvariationen, welche erst am Ende der Prozesskette durch eine Schleifbearbeitung entfernt werden können. Das Konzept des Qualitätsregelkreises sieht die Korrektur der Wanddickenvariationen im Zerspanprozess vor, was ihre Messung am eingespannten Ring erfordert.

In dieser Arbeit wurde daher ein neues Ultraschallverfahren für die maschineninterne Erfassung der lokalen Geometrievariationen entwickelt. Eine Analyse zeigte, dass kein Verfahren existiert, das sich durch technische Änderungen an die Aufgabenstellung anpassen lässt. Die Analyse berücksichtigte sowohl kommerziell verfügbare als auch publizierte Messverfahren für ähnliche Aufgabenstellungen. Demnach musste ein neues Verfahren entwickelt werden.

Aus der Analyse ergab sich als erfolgversprechendste Lösung eine Kombination von zwei der bekannten Verfahren mit teilweise neu entwickelten Auswertelgorithmen. Sie basiert auf der Auswertung von Phasendifferenzen zwischen den Echosignalen und leitet daraus Daten über Wanddickenvariationen ab. Anhand des entwickelten Funktionsprinzips wurde ein Konzept für die technische Umsetzung und die Integration in die Fertigungsmaschine erstellt, das hinsichtlich der Anforderungen und Rahmenbedingungen des Sonderforschungsbereichs geprüft wurde. Anschließend wurde ein dem Konzept entsprechendes Messsystem realisiert, das bei der Ringfertigung im Zerspanzentrum erfolgreich zum Einsatz kam.

Da die Schallgeschwindigkeit bei allen schallbasierten Geometriemessungen proportional in die ermittelten Werte einfließt, stellt sie einen kritischen Einflussfaktor für das

Messsystem dar. Durch den Vergleich von Ultraschall- und Referenzdaten von speziell gefertigten Werkstücken aus dem Ringmaterial konnte die von der Schallgeschwindigkeit definierte Schallwellenlänge λ für die untersuchten Ringe ermittelt werden:

$\lambda = 396 \mu\text{m}$ mit $u(\lambda) = 0,3 \mu\text{m}$. Umgerechnet auf die Schallgeschwindigkeit liegt das Ergebnis von $c_s = 5939 \text{ m/s}$ mit $u(c_s) = 4,6 \text{ m/s}$ in guter Übereinstimmung mit Literaturwerten für Stahl.

Die Kalkulation der Referenzdaten erfolgte über einen im Rahmen dieser Arbeit erstellten Algorithmus zur flächenhaften Beschreibung der abweichungsbehafteten Ringmantelflächen. Er basiert auf der Approximation der Messdaten durch Fourierreihen mit einer festgelegten Anzahl Ordnungen. Mit dem erstellten Algorithmus konnten die lokalen Radien der Oberflächen jedes untersuchten Rings an beliebigen Positionen auf seiner Mantelfläche interpoliert werden. Die erweiterte Unsicherheit der Radien lag im Mittel bei Werten von $u(r) = 3,2 \mu\text{m}$.

Die Fourierreihen-Approximation kam auch bei der Aufbereitung der Ultraschalldaten zum Einsatz. Sie ist ein elementarer Baustein des entwickelten Entfaltungsalgorithmus zur korrekten Wiedergabe von großen Wanddickenvariationen, die außerhalb des Eindeutigkeitsbereichs der Phasenmessung liegen. Zur Abschätzung der Unsicherheiten der Wanddickenvariationen und der Fourierreihen-Koeffizienten wurden die Einflussgrößen auf die Messergebnisse charakterisiert und sofern möglich quantifiziert. Für die erweiterten Unsicherheiten ($k = 2$) der synthetisierten Wanddickenvariationen ergab sich ein Wert von $u(d_{var}) \approx 6 \mu\text{m}$ und für die Unsicherheit der Fourierreihen-Koeffizienten von $u(a_g) \approx 0,9 \mu\text{m}$.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der entwickelte Lösungsansatz erfolgreich umgesetzt wurde. Auf seinen Grundlagen konnte ein neuartiges Messprinzip für die maschineninterne Geometrieerfassung entwickelt und appliziert werden. Die Anwendung des Burst-Messsystems in Versuchsreihen des Sonderforschungsbereichs erreichte niedrigere Unsicherheiten als die bislang existierenden, vergleichbaren Systeme. Die aus den Messdaten berechneten Fourierreihen-Koeffizienten führten zu neuen quantifizierbaren Erkenntnissen hinsichtlich der Verzugsmechanismen und die synthetisierten Wanddickenvariationen konnten als Sollwerte für Kompensationsansätze eingesetzt werden.

Somit wurden alle Teilziele der Arbeit bis auf eine Einschränkung erreicht. Die erzielten Unsicherheitswerte erfüllen die in der Aufgabenstellung der Arbeit formulierten Anforderungen nicht ganz. Trotzdem hat sich das Burst-Messsystem in den Untersuchungen als wertvolles Werkzeug für die Verzugsbeherrschung erwiesen.

Die genannten Anwendungsergebnisse des Burst-Messsystems zeigen zwei Themenfelder für zukünftige Untersuchungen auf, die beide mit der abnehmenden Steifheit des Rings während der Bearbeitung verknüpft sind.

1. Erweiterung des Mechanismenverständnisses hinsichtlich der beobachteten Über- und Unterkompensation der Wanddickenvariationen. Für die Minimierung der Unterkompensation bietet sich ein Ansatz an, welcher die Nachgiebigkeit eines Bauteils für eine adaptive Bearbeitungsstufe vorhersagt [Gui2011]. Hierzu ist nicht nur die Messung nach der vorangehenden Bearbeitung erforderlich, sondern weitere Messungen nach mehreren davor liegenden Bearbeitungsstufen. Aus diesen Daten kann das Verhalten der Formabweichungen in Abhängigkeit von der Ringwanddicke ermittelt und für die Fertigstellungsstufe extrapoliert werden. Dieser Modellansatz sollte aber nicht in der Datenauswertung des Messsystems realisiert, sondern in den lokalen Qualitätsregler der adaptiven Werkzeugbewegung implementiert werden.
2. Optimierung des Qualitätsregelkreises hinsichtlich der Sollwertvorgabe. Sie sollte in Abhängigkeit von der z-Position angegeben werden, da die Ringe ebenfalls solche Variationen aufweisen. Mit dieser Maßnahme lassen sich die axialen Wanddickenvariationen des Rings minimieren, wodurch die eingebrachten Verzugspotenziale homogener werden und weniger Verzug während der Wärmebehandlung entsteht.

Eine wesentliche Limitierung des entwickelten Systems liegt in der Einschränkung auf die Messung von **Wanddickenvariationen**, die aus der nicht eindeutigen Phasenmessung resultiert. Eine Möglichkeit, die Messungen des Systems auf **Wanddicken** auszuweiten, besteht in der Verwendung von synthetischen Wellenlängen, wie sie beispielsweise auch in der Radartechnologie angewendet werden [Ouc2013]. Sie erweitern den eindeutigen Messbereich aus dem Sub-Millimeterbereich in den Zentimeterbereich hinein. Das in dieser Arbeit beschriebene System beinhaltet alle technischen Komponenten, die für ein solches Vorgehen erforderlich sind. Allerdings sind dazu die Auswertelgorithmen umfangreich weiter zu entwickeln, der Algorithmus zur Phasenentfaltung hinsichtlich seiner Eignung für diese Art der Auswertung zu testen und die Unsicherheitsbetrachtungen zu erweitern.

Des Weiteren bietet sich die Möglichkeit an, das Messverfahren hinsichtlich der Verwendbarkeit für die Außengeometriemessung zu charakterisieren. Damit könnte das System vollständige Oberflächeninformationen eines Bauteils liefern und den Kreis der möglichen Applikationen erweitern. Gerade in der Verbindung mit der Erweiterung auf die **Wanddicken**messung kann das System für die maschineninterne Regelung von Hartbearbeitungsprozessen mit definierter Schneide geeignet sein. Eine geregelte Hartfeinbearbeitung ermöglicht es, gegebenenfalls auf vorgelagerte Prozesse der Prozesskette zu verzichten, wodurch die Anzahl der Verzugspotenzialquellen gesenkt und die Investitions- und Betriebskosten der Fertigungskette reduziert werden.

Generell bleibt aber festzuhalten, dass das System hauptsächlich für die Fertigung von Großbauteilen und Kleinserien geeignet ist, in denen sich eine bauteilindividuelle Bearbeitung rentiert.

11 Literaturverzeichnis

- [DIN1101:2006] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.): *DIN EN ISO 1101: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) - Geometrische Tolerierung - Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf*, Berlin: Beuth Verlag, 2006.
- [DIN2271:2015] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.): *DIN 2271 Entwurf: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) – Pneumatische Längenmessung – Merkmale der Geräte, Anforderungen, Prüfung*, Berlin: Beuth Verlag, 2015.
- [DIN5725-2:2002] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.): *DIN ISO 5725-2: Genauigkeit (Richtigkeit und Präzision) von Messverfahren und Messergebnissen - Teil 2: Grundlegende Methode für Ermittlung der Wiederhol- und Vergleichpräzision eines vereinheitlichten Messverfahrens*, Berlin: Beuth Verlag, 2002.
- [DIN10360-2:2002] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.): *DIN EN ISO 10360-2: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) - Annahmeprüfung und Bestätigungsprüfung für Koordinatenmessgeräte (KMG) - Teil 2: KMG angewendet für Längenmessungen*, Berlin: Beuth Verlag, 2002.
- [DIN13005:1999] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.): *DIN V ENV 13005: Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen*, Berlin: Beuth Verlag, 1999.
- [EN10052:1993] Standardization, C. E. C. f. (Hrsg.): *EN 10052: Vocabulary of heat treatment terms for ferrous products*, Brüssel: CEN, 1993.
- [VDA2011] Verband der Automobilindustrie e.V. (VDA) (Hrsg.): *Qualitätsmanagement in der Automobilindustrie*, Band 5: *Prüfprozesseignung*. 2. Auflage. Frankfurt am Main: Henrich Druck und Medien, 2011.
- [VDI2617:1986] VDI Verein Deutscher Ingenieure e.V. (Hrsg.): *VDI 2617-2.1: Genauigkeit von Koordinatenmeßgeräten; Kenngrößen und deren Prüfung; Meßaufgaben-spezifische Meßunsicherheit; Längenmeßunsicherheit*, Berlin: Beuth Verlag, 1986.
- [VDI2617:2014] VDI Verein Deutscher Ingenieure e.V. (Hrsg.): *VDI 2617-2.1: Genauigkeit von Koordinatenmessgeräten - Kenngrößen und deren Prüfung - Leitfaden zur Anwendung von DIN EN ISO 10360-2 zur Messung von Längenmaßen*, Berlin: Beuth Verlag, 2014.
- [VDI2627:1998] VDI Verein Deutscher Ingenieure e.V. (Hrsg.): *VDI/VDE 2627 Blatt 1: Meßräume, Klassifizierung und Kenngrößen, Planung und Ausführung*, Berlin: Beuth Verlag, 1998.

- [Ach2008] Acht, C.; Dalgic, M.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Irretier, A.; Lübben, T.; Surm, H.: Ermittlung der Materialdaten zur Simulation des Durchhärtens von Komponenten aus 100Cr6. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 63 (2008), Nr. 5, S. 234-244.
- [Adu2000] Adunka, F.: *Meßunsicherheiten: Theorie und Praxis*. 2. Auflage. Essen: Vulkan Verlag, 2000. - ISBN 3-8027-2194-2
- [Ame2001a] Ament, C.; Goch, G.: A process oriented approach to automated quality control. In: *Annals of the CIRP* 50/1 (2001), S. 251-254.
- [Ame2001b] Ament, C.; Stöbener, D.; Goch, G.: Ein prozessorientiertes Konzept zur Produktionsregelung. In: *Prozessautomatisierung und Mechatronik*, Band 2001-1, 7. Jahrestagung der Deutschen Forschungsvereinigung für Meß-, Regelungs- und Systemtechnik (DFMRS), Bremen. 2001, S. 141-151.
- [Ame2005] Ament, C.: *Direkte Regelung der Werkstückqualität in der Fertigung - Konzepte für ein neues Paradigma*. Universität Bremen, Fachbereich Produktionstechnik, Habilitationsschrift, 2005.
- [Bar1978] Barnett, V.: The study of outliers: purpose and model. In: *Applied Statistics* 27 (1978), Nr. 3, S. 242-250.
- [Bar2011] Barbato, G.; Barini, E. M.; Genta, G.; Levi, R.: Features and performance of some outlier detection methods. In: *Journal of Applied Statistics* 38 (2011), Nr. 10, S. 2133-2149.
- [Bee2009a] Beekhuis, B.; Garbrecht, M.; Brinksmeier, E.: Verzugskompensation in der Zerspanung unter Verwendung einer dynamischen Werkzeugzustellung. In: *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 64 (2009), Nr. 3, S. 159-165.
- [Bee2009b] Beekhuis, B.; Brinksmeier, E.; Garbrecht, M.; Sölter, J.: Improving the shape quality of bearing rings in soft turning by using a fast tool servo. In: *Production Engineering Research and Development* (2009), Online-Artikel.
- [Bee2012a] Beekhuis, B.; Stöbener, D.; Brinksmeier, E.: Adapted non-circular soft turning of bearing rings - Impact of process machine interactions on compensation potential. In: Wegener, K. (Hrsg.): *Procedia CIRP*, Band 1, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012 (HPC), Zürich. Elsevier B.V., 2012, S. 540-545.
- [Bee2012b] Beekhuis, B.; Stöbener, D.; Brinksmeier, E.; Goch, G.: Compensation of part distortion in soft-turning of bearing rings. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 43 (2012), Nr. 1-2, S. 42-47.
- [Bee2013] Beekhuis, B.: *Aktive Verzugskompensation in spanenden Werkzeugmaschinen am Beispiel der Bearbeitung dünnwandiger ringförmiger Werkstücke*. Universität Bremen, Fachbereich Produktionstechnik, Dissertation, 2013.
- [Ben2002] Benz, M.: *Ultraschall zur Erfassung innerer Freiformgeometrien auf Werkzeugmaschinen*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Fakultät für Maschinenwesen, Dissertation, 2002. - Aachen: Shaker Verlag

- [Ber1968] Berndt, G.; Hultsch, E.; Weinhold, H.: Funktionstoleranz und Messunsicherheit. In: *Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität Dresden* 17 (1968), Nr. 2, S. 465-471.
- [Ber1977] Berns, H.: Verzug von Stählen infolge Wärmebehandlung. In: *Zeitschrift für Werkstofftechnik* (1977), Nr. 8, S. 149-157.
- [Bri2007] Brinksmeier, E.; Sölter, J.; Grote, C.: Distortion Engineering – Identification of causes for dimensional and form deviations of bearing rings. In: *Annals of the CIRP* 56 (2007), Nr. 1, S. 109-112.
- [Cla2004] Clausen, B.; Lübben, T.; Frerichs, F.; Klein, D.; Kusmierz, R.; Nowag, L.; Prinz, C.; Surm, H.: Prozesskettenübergreifende Analyse der Verzugsentstehung am Beispiel von Wälzlageringern. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 59 (2004), Nr. 1, S. 35-44.
- [Cla2006] Clausen, B.; Frerichs, F.; Goch, G.; Klein, D.; Lübben, T.; Nowag, L.; Prinz, C.; Sackmann, T.; Stöbener, D.; Surm, H.; Zoch, H. W.: Verzugsentstehung von Wälzlageringern - Eine prozesskettenübergreifende Analyse der Verzugsentstehung am Beispiel von Wälzlageringern. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 61 (2006), Nr. 6, S. 309-319.
- [Dat1971] Date, E. H. F.; Atkins, M.; Beaton, G. V.: Measurement of the elasticity and ultrasound velocities of steel. In: *Ultrasonics* 9 (1971), Nr. 4, S. 209-214.
- [DeC2014] DeChiffre, L.; Carmignato, S.; Kruth, J.-P.; Schmitt, R.; Weckenmann, A.: Industrial applications of computed tomography. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 63 (2014), Nr. 2, S. 655-677.
- [Die2014] Dietrich, E.; Schulze, A.: *Eignungsnachweis von Prüfprozessen - Prüfmittelfähigkeit und Messunsicherheit im aktuellen Normenumfeld*. 4. Auflage. München: Carl Hanser Verlag, 2014. - ISBN 978-3-446-42777-8
- [Dij2007] Dijkman, M.; Stöbener, D.; Allers, S.; Kuhfuss, B.; Goch, G.: In-process control of cutting depth during turning. In: *International Conference on Instrumentation, Control and Information Technology (SICE2007), Takamatsu, Japan*. 2007, S. 2984-2989.
- [Dij2008] Dijkman, M.; Goch, G.: Qualitätsregelungen für die verzugsgerechte Herstellung von Wälzlageringern. In: Goch, G. (Hrsg.): *Berichte zum Qualitätsmanagement*, Band 10, *Innovationsqualität: Qualitätsmanagement für Innovationen*, 10. Jahrestagung der GQW, Bremen. Aachen: Shaker Verlag, 2008. - ISBN 978-3-8322-6975-3, S. 33-40.
- [Dij2009a] Dijkman, M.: *Automated compensation of distortion in the production process of bearing rings*. Universität Bremen, Fachbereich Produktionstechnik, Dissertation, 2009.
- [Dij2009b] Dijkman, M.; Goch, G.: Distortion compensation strategies in the production process of bearing rings. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 40 (2009), Nr. 5-6, S. 443-447.
- [Dix1950] Dixon, W. J.: Analysis of extreme values. In: *The Annals of Mathematical Statistics* 21 (1950), Nr. 4, S. 488-508.

- [Dix1951] Dixon, W. J.: Ratios involving extreme values. In: *The Annals of Mathematical Statistics* 22 (1951), Nr. 1, S. 68-78.
- [Fin1954] Finnern, B.: Maßänderung von Einsatzstählen beim Einsatzhärten. In: *Archiv Eisenhüttenwesen* 25 (1954), Nr. 7/8, S. 345-350.
- [Fow1996] Fowler, K. A.; Elfbaum, G. M.; Smith, K. A.; Nelligan, T. J.: Theory and application of precision ultrasonic thickness gauging. In: *Insight: non destructive testing and condition monitoring* 38 (1996), Nr. 8, S. 582-587.
- [Gaf2012] Gafsi, H.; Goch, G.: Semi-optical in-process-metrology to determine the roundness deviation of bearing rings during heat treatment. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 43 (2012), Nr. 1-2, S. 125-129.
- [Gei1980] Geise, G.; Hartmann, M.-W.: Geometrische Aspekte bei Ausgleichsproblemen in der Koordinatenmesstechnik. In: *Feingerätetechnik* 29 (1980), Nr. 3, S. 105-107.
- [Goc1990] Goch, G.; Haupt, M.: Modifizierte Tschebyscheff-Approximation von Kreisen. In: *Technische Rundschau* 82 (1990), Nr. 41, S. 50-53.
- [Goc2008] Goch, G.; Lübke, K.: Tschebyscheff approximation for the calculation of maximum inscribed/minimum circumscribed geometry elements and form deviations. In: *Annals of the CIRP* 57 (2008), Nr. 1, S. 517-520.
- [Goc2009] Goch, G.; Dijkman, M.: Holonic quality control strategy for the process chain of bearing rings. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58 (2009), Nr. 1, S. 433-436.
- [Gro2009] Grote, C.; Brinksmeier, E.; Garbrecht, M.: Verringerung der Wandstärkeschwankung bei der Drehbearbeitung ringförmiger Werkstücke. In: *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 64 (2009), Nr. 5, S. 285-290.
- [Gro2012] Grohmann, O.; Rentsch, R.; Heinzl, C.; Brinksmeier, E.: Numerical distortion simulation of roller bearing rings. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 42 (2012), Nr. 1-2, S. 158-162.
- [Gru1950] Grubbs, F. E.: Sample criteria for testing outlying observations. In: *The Annals of Mathematical Statistics* 21 (1950), Nr. 1, S. 27-58.
- [Gru1969] Grubbs, F. E.: Procedures for detecting outlying observations in samples. In: *Technometrics* 11 (1969), Nr. 1, S. 1-21.
- [Gui2011] Guiassa, R.; Mayer, J. R. R.: Predictive compliance based model for compensation in multi-pass milling by on-machine probing. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60 (2011), Nr. 1, S. 391-394.
- [Gun1991] Gunnarson, S.: Einfluß der Stranggußform auf den Verzug eines einsatzgehärteten Tellerrades aus Stahl. In: *HTM Härterei-Technische Mitteilungen* 46 (1991), Nr. 4, S. 216-220.
- [Gun1995] Gunnarson, S.; Christianacce, M.; Lund, T.; Volkmuth, J.: 'As Cast' Shape Related to Heat Treatment Distortion in Circular Engineering Components. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 4 (1995), Nr. 3, S. 259-264.

- [Haf2008] Hafner, P.: *Ultraschalltomographie zur Inline-Werkstoffprüfung auf Fräsmaschinen*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Fakultät für Maschinenwesen, Dissertation, 2008. - Aachen: Shaker Verlag.
- [Har1987] Hart, H.; Lotze, W.; Woschni, E.-G.: *Meßgenauigkeit*. 1. Auflage. Berlin: VEB Verlag Technik, 1987. - ISBN 3-341-00073-9
- [Her1990] Hernla, M.; Hartmann, M. W.: Verbesserte Abschätzung der Messunsicherheit am Ausgleichskreis bei Koordinatenmessungen. In: *Feingeräte-technik* 39 (1990), Nr. 10, S. 457-459.
- [Her1992] Hernla, M.: *Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Band 274: Abschätzung der Meßunsicherheit bei Koordinatenmessungen unter den Bedingungen der industriellen Fertigung*. Düsseldorf: VDI Verlag, 1992.
- [Her1993] Hernla, M.: Die Unsicherheit von angrenzenden Formelementen. In: *QZ - Qualität und Zuverlässigkeit* 38 (1993), Nr. 6, S. 373-378.
- [Her2007] Hernla, M.: *Messunsicherheit bei Koordinatenmessungen: Abschätzung der aufgabenspezifischen Messunsicherheit mit Hilfe von Berechnungstabellen*. Renningen: Expert Verlag, 2007. - ISBN 978-3-8169-2676-4
- [Hof1996] Hoferer, M.; Lübben, T.; Majorek, B.; Zoch, H. W.: Grundlagen der Maß- und Formänderungsentstehung bei der Wärmebehandlung. In: *HTM Härtereitechnische Mitteilungen* 51 (1996), Nr. 1, S. 56-68.
- [Hof2002] Hoffmann, F.; Keßler, O.; Lübben, T.; Mayr, P.: „Distortion Engineering“ – Verzugsbeherrschung in der Fertigung. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 57 (2002), Nr. 3, S. 213 - 217.
- [Hug1994] Hughes, M. S.; Hsu, D. K.: An automated algorithm for simultaneously producing velocity and thickness images. In: *Ultrasonics* 32 (1994), Nr. 1, S. 31-37.
- [Hun2004] Hunkel, M.; Schüttenberg, S.; Frerichs, F.; Fritsching, U.; Mayr, P.: Verzugskompensation mittels Gasabschreckung in flexiblen Düsenfeldern - Teil 2: Wärmebehandlung. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 59 (2004), Nr. 5, S. 351-357.
- [Ind2009] Index GmbH: *Zerspanzentrum INDEX V250*. 2009.
- [Kar2008] Karpuschewski, B.; Knoche, H.-J.; Hipke, M.: Gear finishing by abrasive processes. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2008), Nr. 2, S. 621-640.
- [Kar2013] Karpuschewski, B.: Potenziale und Grenzen des Barkhausenrauschens zur Randzonendiagnose geschliffener Werkstücke. In: Brinksmeier, E. (Hrsg.); Klocke, F. (Hrsg.); Werner, K. (Hrsg.): *Schleiftechnik im Wettbewerb, 4th European Conference on Grinding, Bremen*. 2013. - ISBN 978-3-00-043766-3, S. 2-1-2-16.
- [Kef2008] Keferstein, C. P.; Dutschke, W.: *Fertigungsmesstechnik*. 6. Auflage. Wiesbaden: Teubner Verlag, 2008. - ISBN 978-3-8351-0150-0
- [Kle2006] Klein, D.; Thoben, K.-D.: Vorschlag einer verzugsgerechten Arbeitsplanung in der Ringherstellung. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 61 (2006), Nr. 6, S. 320-325.

- [Kok1995] Kokubo, A.; Takagi, K.: Ultrasonic micrometer with submicron precision. In: *Ultrasonics* 33 (1995), Nr. 3, S. 253-256.
- [Kra1983] Krauss, W.: *Fehlertheorie zur Koordinatenmessung ebener und räumlicher Werkstücke*. Technische Universität Dresden, Fakultät für Maschinenwesen, Doktorarbeit, 1983. - Dresden
- [Kra1990] Krautkrämer, J.; Krautkrämer, H.: *Ultrasonic testing of materials*. 4. Auflage. Berlin: Springer Verlag, 1990. - ISBN 3-540-51231-4
- [Kru2011] Kruth, J.-P.; Bartscher, M.; Carmignato, S.; Schmitt, R.; DeChiffre, L.; Weckenmann, A.: Computed tomography for dimensional metrology. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60 (2011), Nr. 2, S. 821-842.
- [Lem2005] Lemesko, B. Y.; Lemesko, S. B.: General problems of metrology and measurement technique - Extending the application of Grubbs-type tests in rejecting anomalous measurements. In: *Measurement Techniques* 48 (2005), Nr. 6, S. 536-547.
- [Lot1981] Lotze, W.: Ausgleichskreis in der Koordinatenmesstechnik. In: *Feingerätetechnik* 30 (1981), Nr. 12, S. 538-542.
- [Lot1983] Lotze, W.: Unsicherheit des Ausgleichskreises aus Koordinatenmessungen. In: *Feingerätetechnik* 32 (1983), Nr. 2, S. 72-75.
- [Lüb2008] Lübber, T.; Zoch, H.-W.: Distortion engineering - a systematic strategy to control dimensional changes. In: *European Conference on Heat Treatment, Verona, Italien*. 2008, auf CD.
- [Lüt2012] Lütjens, J.; Surm, H.; Hunkel, M.; Gafsi, H.; Renken, V.; Schüttenberg, S.: Compensation of roundness deviations of bearing rings by heat treatment. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 43 (2012), Nr. 1-2, S. 48-55.
- [Mal2004] Malluck, J. A.; Melkote, S. N.: Modeling of deformations of ring shaped workpieces due to chucking and cutting forces. In: *Journal of Manufacturing Science Engineering* 126 (2004), S. 141-147.
- [Mat1998] Matthies, K.: *Dickenmessung mit Ultraschall*. 2. Auflage. Berlin: DVS-Verlag, 1998. - ISBN 3-87155-940-7
- [McG1982] McGowan, R.; Kuc, R.: A direct relation between a signal time series and its unwrapped phase. In: *IEEE transactions on Acoustics, Speech and Signal Processing* 30 (1982), Nr. 5, S. 719-726.
- [Mol1998] Molitor, M.: *Verfahren zur Messung von Querschnittsprofilen eines Körpers, insbesondere des Durchmessers eines rotierenden Drehteils*. Patent DE 197 22 247 C1, 1998.
- [MEG2015] N. N.; MICRO-EPSILON Messtechnik GmbH & Co KG, (Hrsg.): *Produktübersicht*. 2015. - Firmenschrift.
- [Now2006] Nowag, L.; Sölter, J.; Walter, A.; Brinksmeier, E.: Effect of machining parameters and clamping technique on residual stresses and distortion of bearing rings. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37 (2006), Nr. 1, S. 45-51.

- [Opp1975] Oppenheim, A. V.; Schafer, R. W.: *Digital signal processing*. Englewood Cliffs, NJ, USA: Prentice-Hall, 1975.
- [Ouc2013] Ouchi, K.: Recent trend and advance of synthetic aperture radar with selected topics. In: *Remote Sensing* 5 (2013), S. 716-807.
- [Pfe2001] Pfeifer, T.: *Qualitätsmanagement - Strategien, Methoden, Techniken*. 3. Auflage. München: Carl Hanser Verlag, 2001. - ISBN 3-446-21515-8
- [Pfe2002] Pfeifer, T.; Benz, M.: Ultrasonic on-machine measurement for internal topographies. In: *International Journal of Production Research* 40 (2002), Nr. 15, S. 3821-3834.
- [Pfe2010] Pfeifer, T.; Schmitt, R.: *Fertigungsmesstechnik*. 3. Auflage. München: Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2010. - ISBN 978-3-486-59202-3
- [Pie1852] Pierce, B.: Criterion for the rejection of doubtful observations. In: *Astronomic Journal* II 45 (1852), S. 161-163.
- [Pog1982] Poggiagliolmi, G.; Berkhout, A. J.; Boone, M. M.: Phase unwrapping, possibilities and limitations. In: *Geophysical Prospecting* 30 (1982), Nr. 3, S. 281-291.
- [Rah1989] Rahman, M.: A study on the deviation of shape of a turned workpiece clamped by multiple jaws. In: *Annals of the CIRP* 38 (1989), Nr. 1, S. 385-388.
- [Ren2011] Renken, V.; Goch, G.: Prozessübergreifende Regelungsstrategie bei der Herstellung von Wälzlageringern. In: *Ingenieurspiegel*, Nr. 3, 2011, S. 57-59.
- [Rog1988] Rogazweski, P.: Die Verteilungsdichte der Fourierkoeffizienten normalverteilter Messwertanteile. In: *Metrologische Abhandlungen* 8 (1988), Nr. 3, S. 217-223.
- [Ros2003] Ross, S. M.: Pierce's criterion for the elimination of suspect experimental data. In: *Journal of Engineering Technology* 20 (2003), Nr. 2, S. 38-41.
- [Saw1996] Sawodny, O.: *Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Band 403: Modellbasierte Qualitätsregelung in der Fertigung am Beispiel der Drehbearbeitung*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996.
- [Sch2002] Schmitz, S.; Büßen, J.: Hoher Druck auf kleinem Raum - Wanddickenmessung an Dieselinjektoren. In: *QZ – Qualität und Zuverlässigkeit* 47 (2002), Nr. 10, S. 1038-1041.
- [Sch2004] Schüttenberg, S.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Fritsching, U.; Mayr, P.: Verzugskompensation mittels Gasabschreckung in flexiblen Düsenfeldern. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 59 (2004), Nr. 3, S. 185-192.
- [Sch2006] Schüttenberg, S.; Hunkel, M.; Fritsching, U.; Zoch, H. W.: Controlling of distortion by means of quenching in adapted jet fields. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37 (2006), Nr. 1, S. 92-96.

- [Sch2007] Schmitt, R.; Hafner, P.: Maschinenintegriertes Ultraschallprüfsystem - Spanende Bearbeitung und automatisierte Werkstoffprüfung in einer Aufspannung. In: *Quality Engineering* 27 (2007), Nr. 10, S. 26-27.
- [Sch2009] Schmitt, R.; Hafner, P.: 4D ultrasonic measurements - A new approach using mechanical image dissection techniques. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 2 (2009), Nr. 1, S. 8-12.
- [Sho2011] Shoelson, B.: *Ausreißerdetektion gemäß Grubbs-Algorithmus*. Matlab-Skript, Download am 11.1.2012 von <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/3961-deleteoutliers>, 2011.
- [Smi2002] Smith, I. M.: LSGE Matlab Software Package. Matlab-Funktionsbibliothek, Download am 13.3.2012 von <http://www.eurometros.org/metros/packages/lsg/>, 2002.
- [Söl2004] Sölter, J.; Nowag, L.; de Rocha, A.; Walter, A.; Brinksmeier, E.; Hirsch, T.: Einfluss von Maschinenstellgrößen auf die Eigenspannungszustände beim Drehen von Wälzlagerringen. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 59 (2004), Nr. 3, S. 169-175.
- [Söl2011] Sölter, J.; Grote, C.; Brinksmeier, E.: Influence of clamping strategies on roundness deviations of turned rings. In: *Machining Science and Technology* 15 (2011), S. 338-355.
- [Stö2007] Stöbener, D.; Dijkman, M.: An Ultrasound In-Process-Measuring System to Ensure a Minimum Roundness Deviation for Rings During Turning. In: *Annals of the CIRP* 56 (2007), Nr. 1, S. 513-516.
- [Stö2009] Stöbener, D.; Goch, G.: In-process measurements of wall thickness deviations during turning. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 40 (2009), Nr. 5-6, S. 420-425.
- [Stö2013] Stöbener, D.; Beekhuis, B.: Application of an in situ measuring system for the compensation of wall thickness variations during turning of thin-walled rings. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 62 (2013), Nr. 1, S. 511-514.
- [Stö2015] Stöbener, D.; Goch, G.: Measured workpiece distortions during the cutting process of thin-walled rings. In: Zoch, H. W. (Hrsg.); Lübben, T. (Hrsg.): *5th International Conference on Distortion Engineering (IDE), Bremen*. 2015. - ISBN 978-3-88722-749-4, S. 345-354.
- [Sur2007] Surm, H.; Karsch, T.; Keßler, O.; Hoffmann, F.; Zoch, H.-W.: Rundheitsänderungen bei der ungleichmäßigen Erwärmung von Wälzlagerringen. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 62 (2007), Nr. 4, S. 150-156.
- [Sur2008] Surm, H.; Frerichs, F.; Hoffmann, F.; Zoch, H. W.: Erweiterte Verzugsanalyse am Beispiel von Wälzlagerringen - Dem Verzug eine Richtung geben! In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 63 (2008), Nr. 2, S. 95-102.

- [Sur2011] Surm, H.: *Identifikation der verzugsbestimmenden Einflussgrößen beim Austenitisieren am Beispiel von Ringen aus dem Wälzlagerstahl 100Cr6*. Universität Bremen, Fachbereich Produktionstechnik, Dissertation, 2011.
- [Tho2002] Thoben, K.-D.; Lübben, T.; Clausen, B.; Prinz, C.; Schulz, A.; Rentsch, R.; Kusmierz, R.; Nowag, L.; Surm, H.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Klein, D.; Mayr, P.: "Distortion Engineering": Eine systemorientierte Betrachtung des Bauteilverzugs. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 57 (2002), Nr. 4, S. 276-282.
- [Tri1977] Tribolet, J. M.: A new phase unwrapping algorithm. In: *IEEE transactions on Acoustics, Speech and Signal Processing* 25 (1977), Nr. 2, S. 170-177.
- [Vol1989] Volkmuth, J.; Hengerer, F.: Einfluß des Ausgangsmaterials auf den Verzug bei der Wärmebehandlung von Massenteilen. In: *HTM Härterei-Technische Mitteilungen* 44 (1989), Nr. 2, S. 89-92.
- [Vol1996] Volkmuth, J.: Eigenspannungen und Verzug. In: *HTM Härterei-Technische Mitteilungen* 51 (1996), Nr. 3, S. 145-154.
- [Vol2005a] Volkmuth, J.; Lane, S.; Jung, M.; Sjöblom, U.: Einfluss ungleichmäßiger Eigenspannungen in Wälzlageringen vor dem Härten auf Formabweichungen nach dem Härten. In: *HTM Zeitschrift für Werkstoffe - Wärmebehandlung - Fertigung* 60 (2005), Nr. 6, S. 317-320.
- [Vol2005b] Volkmuth, J.: Immer Ärger mit dem Verzug? Wo er herkommt und was man dagegen tun kann. In: *Konstruktion* (2005), Nr. 7/8, S. 57-60.
- [Wal1995] Walter, M. F.; Stahl, J.-E.: Machining of ring shaped work pieces. In: *Journal of Materials Processing Technology* 48 (1995), S. 239-245.
- [Wei1999] Weise, K.; Wöger, W.; Bortfeldt, J. (Hrsg.); Hauser, W. (Hrsg.); Rechenberg, H. (Hrsg.): *Forschen - Messen - Prüfen: Messunsicherheit und Messdatenauswertung*. Weinheim: Wiley-VCH Verlag, 1999. - ISBN 3-527-29610-7
- [Zei2013] Zeidler, E. (Hrsg.): *Springer-Taschenbuch der Mathematik*. Berlin: Springer Verlag, 2013. - ISBN 978-3-8351-0123-4.
- [Zha2012] Zhang, P.; Renken, V.; Goch, G.: Cross-plane quality control concept of the bearing ring production. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 43 (2012), Nr. 1-2, S. 37-41.
- [Zoc1994] Zoch, H. W.; Lübben, T.; Hoffmann, F.; Mayr, P.: Verzug und Strangguß - Einfluss des Gießformats beim Fixturhärten von Wälzlagerstahlringen. In: *HTM Härterei-Technische Mitteilungen* 49 (1994), Nr. 4, S. 245-253.
- [Zoc2006] Zoch, H.-W.: From single production step to entire process chain – the global approach of distortion engineering. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37 (2006), Nr. 1, S. 6-10.

12 Verzeichnis der Symbole

a	Abstand zwischen Sensor und Bauteiloberfläche
a_g	(Approximierter) Koeffizient der Ordnung g einer Fourierreihe
a_g^*	Aus Polynomkoeffizienten synthetisierter Koeffizient der Ordnung g einer Fourierreihe
\mathbf{a}_n	Richtungsvektor einer Achse
a_p	Schnitttiefe
$a_{p,konst}$	Konstante Schnitttiefe einer konventionellen Bearbeitungsstufe
$a_{p,var}(\psi)$	Variierende Schnitttiefe der adaptiven Bearbeitungsstufe bei der Winkelposition ψ
a_x	x-Koordinate des Richtungsvektors einer Achse
a_y	y-Koordinate des Richtungsvektors einer Achse
a_z	z-Koordinate des Richtungsvektors einer Achse
b_g	(approximierter) Koeffizient der Ordnung g einer Fourierreihe
b_g^*	Aus Polynomkoeffizienten synthetisierter Koeffizient der Ordnung g einer Fourierreihe
c_g	Koeffizient einer Fourierreihe, der die Amplitude der Radiusvariation eines Rings für die Ordnung g der Fourierreihe beschreibt
c_{jm}	Koeffizient der Matrix \mathbf{C} an der Stelle (j, m)
c_s	Schallgeschwindigkeit
$c_{s,Fe}$	Schallgeschwindigkeit im Stahl 100Cr6
$c_{s,Kf}$	Schallgeschwindigkeit im Kühlschmierstoff (Koppelfluid)
\mathbf{C}	Gewichts- oder Koeffizientenmatrix eines Gleichungssystems zur Bestimmung von Ersatzelementparametern über die L_2 -Norm
$\mathbf{C}^{ohne\ i,j}$	Koeffizientenmatrix \mathbf{C} ohne die Zeile i und die Spalte j
d	Wanddicke eines Rings
$d(\psi, z)$	Lokale Wanddicke eines Rings bei den Zylinderkoordinaten (ψ, z)
d_i	Wanddicke des i -ten Punkts eines Datensatzes
$d_{var}(\psi, z)$	Lokale Wanddickenvariation an den Zylinderkoordinaten ψ und z
d_D	Mittelwert der Wanddicke eines Datensatzes
d_{Soll}	Sollwanddicke eines Rings
E	Elastizitätsmodul eines Materials
f	Allgemeine Bezeichnung eines funktionalen Zusammenhangs zwischen verschiedenen Größen

f_{Nf}	Frequenz einer zwischen zwei Grenzflächen stehenden Schallwelle der Ordnung N_f
f_s	Frequenz einer Schallwelle
f_T	Abtastrate eines Messsystems
f_W	Wiederholfrequenz von Messungen
g	Ordnung eines Fourierreihen-Koeffizienten
g_{jm}	Koeffizient der Gewichtsmatrix G an der Stelle (j, m)
G	Gewichtsmatrix zur Bestimmung von (Ko-)Varianzen
h_i	Projizierter Abstand zwischen Messpunkt und Schwerpunkt entlang der Achse eines Zylinders
h_T	Torfunktion zur Echoselektion
H	Spannweite der Waddickenvariationen (Maximum – Minimum)
i	Zählindex (z. B. für Messpunkte)
j	Zählindex (z. B. für Parameter)
k	Erweiterungsfaktor für Unsicherheitsangaben (Wertebereich: in der Regel zwischen 1 und 3)
k_s	Wellenvektor einer Schallwelle
k_s	Betrag des Wellenvektors (Wellenzahl) einer Schallwelle
$k_{s,Fe}$	Wellenzahl einer Schallwelle in Stahl
$k_{s,Kf}$	Wellenzahl einer Schallwelle im Koppelfluid
$k_{s,Td}$	Wellenzahl einer Schallwelle im Transducer
K	Korrektion einer Messung mit bekannten Abweichungen
I	Parametervektor einer Funktion oder eines Ersatzelements
I_j	Einzelner Parameter einer Funktion oder eines Ersatzelements (j -tes Element des Vektors I)
m	Zählindex (z. B. für Variablen oder Parameter)
M_1	Anzahl der Teilprozesse des Prozesses 1
M_{NE}	Anzahl der Teilprozesse des Prozesses N_E
n	Anzahl von Messpunkten
n_E	Anzahl der gemessenen Ebenen
n_P	Anzahl der gemessenen Punkte auf einem Kreisprofil
n_R	Index eines Mehrfachechos von der Bauteilrückwand
n_I	Anzahl der Schritte eines Iterationsprozesses
N	Anzahl der verwendeten Fertigungsstufen
N_E	Anzahl der Prozesse einer Prozesskette
N_V	Anzahl der Vielfachen von 2π
N_f	Anzahl der Vielfachen der primären, stehenden Welle zwischen zwei Grenzflächen (Ordnung der Welle)
$p_{1..q}$	Parameter bzw. Koeffizienten einer Polynomfunktion vom Grad q
$p_{ag,0..3}$	Polynomkoeffizienten der Ordnungen 0 bis 3 für den Fourierreihen-Koeffizienten a der Fourierreihen-Ordnung g

$p_{bg,0..3}$	Polynomkoeffizienten der Ordnungen 0 bis 3 für den Fourierreihen-Koeffizienten b der Fourierreihen-Ordnung g
P	Grad des Vertrauens (z.B. für eine Unsicherheitsangabe); Wertebereich [0;1]
P_S	Staudruck in einem pneumatischen Sensor
P_0	Atmosphärischer Druck
q	Maximale Ordnung einer endlichen Fourierreihe / Anzahl der Parameter für die Approximation eines Datensatzes durch eine Funktion
q_f	Volumenstrom
Q_g	Reduktionsrate der Amplituden der Fourierreihen-Koeffizienten der Ordnung g von nach zu vor einem adaptiven Schnitt.
r	Ringradius
r_0	Radius eines Ausgleichskreises oder –zylinders
r_i	Radius des i-ten Messpunkts eines Datensatzes
$r_{i,berechnet}$	Radius des i-ten Punktes eines berechneten Profils
$r_{i,gemessen}$	Radius des i-ten Punktes eines gemessenen Profils
$r(\psi)$	Lokaler Radius eines nicht idealgeometrischen Rings oder Zylinders
$r(\psi, z)$	Lokaler Radius eines nicht idealgeometrischen Zylinders mit Variationen in Umfangs- und in axialer Richtung
$\mathbf{r}(\psi, z)$	Ortsvektor eines Punkts auf einer Ring-Mantelfläche
$r_{au}(\psi, z)$	Lokaler Radius der äußeren Mantelfläche eines Rings
$r_{in}(\psi, z)$	Lokaler Radius der inneren Mantelfläche eines Rings
R_G	Reflexionskoeffizient einer Schallwelle an einer Grenzschicht
s	Empirische Standardabweichung eines Datensatzes
s_{Diff}	Standardabweichung der Differenzen zweier Datensätze
s_D	Standardabweichung des Mittelwerts eines Datensatzes oder Kovarianz zweier Datensätze
t	Zeit
t_1	1. Punkt in der digitalen Repräsentation eines abgetasteten Signals
$t_{1-\alpha/2,v}$	Quantil der t-Verteilung für die zweiseitige statistische Sicherheit $P=1-\alpha$ und v Freiheitsgrade
t_i	i-ter Punkt in der digitalen Repräsentation eines abgetasteten Signals
t_D	Zeitdifferenz zwischen Sendesignal und Rückwandecho einer Schallwelle
t_E	Zeitdifferenz zwischen Sendesignal und Eintrittsecho einer Schallwelle
t_{Ende}	Zeit am Ende eines Torzeitintervalls
t_R	Zeitdifferenz zwischen Eintritts- und Rückwandecho oder zwischen zwei aufeinanderfolgenden Rückwandechos
t_{Start}	Zeit am Anfang eines Torzeitintervalls
T	Temperatur
T_G	Transmissionskoeffizient einer Schallwelle an einer Grenzschicht
T_S	Periode einer Schallschwingung

u	Standardunsicherheit
U	Erweiterte Messunsicherheit
ν	Anzahl der Freiheitsgrade einer Messung
w_{jm}	Koeffizient der Kovarianzmatrix \mathbf{W} an der Stelle (j, m)
\mathbf{W}	Kovarianzmatrix
\mathbf{x}	Ortsvektor eines betrachteten Punkts
\mathbf{x}_0	Aufpunktvektor (Ursprungsvektor) eines geometrischen Ersatzelements
x_0	x-Koordinate des Ursprungs eines geometrischen Ersatzelements
x_i	i-ter Wert eines Datensatzes oder x-Koordinate des i-ten Messpunkts eines Datensatzes
x_j	Eingangsgröße zur Bestimmung der Unsicherheit einer abhängigen Größe
x_{ji}	i-ter Punkt eines Datensatzes einer Eingangsgröße zur Bestimmung der Unsicherheit einer abhängigen Größe
x_{jD}	Mittelwert eines Datensatzes einer Eingangsgröße zur Bestimmung der Unsicherheit einer abhängigen Größe
x_m	Eingangsgröße zur Bestimmung der Unsicherheit einer abhängigen Größe
x_{mi}	i-ter Punkt eines Datensatzes einer Eingangsgröße zur Bestimmung der Unsicherheit einer abhängigen Größe
x_{mD}	Mittelwert eines Datensatzes einer Eingangsgröße zur Bestimmung der Unsicherheit einer abhängigen Größe
x_A	Position der äußeren Ringmantelfläche bezogen auf die Verbindungsachse zwischen Transducer und Ring
x_D	Mittelwert eines Datensatzes
x_E	Position des aktiven Elements des Transducers bezogen auf die Verbindungsachse zwischen Transducer und Ring
x_I	Position der inneren Ringmantelfläche bezogen auf die Verbindungsachse zwischen Transducer und Ring
x_M	Mittelwert der x-Koordinaten eines Datensatzes (x-Koordinate des Mittel- oder Schwerpunkts)
x_T	Position der Transducer-Sendefläche bezogen auf die Verbindungsachse zwischen Transducer und Ring
y	Vollständiges Messergebnis
Y	Messwert
y_0	y-Koordinate des Ursprungs eines geometrischen Ersatzelements
y_i	y-Wert/-Koordinate des i-ten Messpunkts eines Datensatzes
y_M	Mittelwert der y-Koordinaten eines Datensatzes (y-Koordinate des Mittel- oder Schwerpunkts)
z	z-Koordinate eines Punktes
z_0	z-Koordinate des Ursprungs eines geometrischen Ersatzelements
z_i	z-Koordinate des i-ten Messpunkts eines Datensatzes

z_M	Mittelwert der z-Koordinaten eines Datensatzes (z-Koordinate des Mittel- oder Schwerpunkts)
z_{Mitte}	z-Position des in z-Richtung mittleren der aufgenommenen Messprofile
Z	Schallimpedanz (Schallwellenwiderstand) eines Materials
α	(Fehler-) Wahrscheinlichkeit, dass ein Messwert außerhalb eines Unsicherheitsintervalls mit dem Grad des Vertrauens von P liegt ($P=1-\alpha$).
α_T	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der untersuchten Ringe
β_x	Projizierter Achswinkel zur x-Achse
β_y	Projizierter Achswinkel zur y-Achse
δ_i	<u>Senkrechte</u> Abweichung zwischen dem i-ten Messpunkt eines Datensatzes und einem Ersatzelement (bspw. Oberfläche eines Ausgleichszylinders)
δf_{N_f}	Änderung der Frequenz der stehenden Welle der Ordnung N_f in einem Bauteil
ε_i	Verbleibende Abweichung zwischen dem i-ten Messpunkt eines Datensatzes und einem aus Parametern berechneten Messwert
η	Winkel zwischen der Senkrechten auf einer Grenzfläche und der Ausbreitungsrichtung einer Schallwelle
λ	Wellenlänge einer Schallwelle
λ_{N_f}	Wellenlänge einer zwischen zwei Grenzflächen stehenden Schallwelle der Ordnung N_f
μ	Poisson-Konstante eines Materials
ξ	Allgemeine Amplitude einer Schallwelle
ξ_0	Startamplitude einer Schallwelle
ξ_E^{Kf}	Amplitude einer Schallwelle, welche sich im Koppelmittel auf die äußere Ringmantelfläche zubewegt
$\xi_{R,A}^{Kf}$	Amplitude einer an der äußeren Ringmantelfläche reflektierten Schallwelle
ξ_E^{Fe}	Amplitude einer durch die äußere Ringmantelfläche transmittierten Schallwelle, welche sich im Ring in Richtung innere Mantelfläche bewegt
$\xi_{R,I}^{Fe}$	Amplitude einer an der inneren Ringmantelfläche reflektierten Schallwelle, die sich im Ring bewegt
$\xi_{R,I}^{Kf}$	Amplitude einer an der inneren Ringmantelfläche reflektierten und durch die äußere Ringmantelfläche transmittierten Schallwelle
ρ_{jm}	Korrelationskoeffizient zwischen den beiden Größen x_j und x_m
ρ_M	Dichte eines Materials
$\rho_{M,Fe}$	Dichte der Ringe aus 100Cr6
$\rho_{M,Kf}$	Mittlere Dichte des Kühlschmierstoffs (Koppelfluid)
σ	Standardabweichung
$\sigma(a_g)$	Standardabweichung des Fourierreihen-Koeffizienten a_g
$\sigma(b_g)$	Standardabweichung des Fourierreihen-Koeffizienten b_g

σ_{lj}	Standardabweichung des Funktionsparameters l_j
σ_{r0}	Standardabweichung des Radius r_0
σ_{xM}	Standardabweichung der x-Koordinate des Mittelpunkts
σ_{yM}	Standardabweichung der y-Koordinate des Mittelpunkts
σ_z	Standardabweichung der zufälligen Abweichungsanteile der Messwerte eines Datensatzes
σ^2	Varianz
$\tau(f_s)$	Fourierkoeffizient der Frequenz f_s
φ	Phasenlage eines Signals bezogen auf seinen Ursprung
φ_0	Allgemeiner Phasenwinkel (Phasenlage) einer Schallwelle
φ_A	Phasenoffset einer Schallwelle für den Weg zwischen Transduceroberfläche und äußerer Ringmantelfläche
φ_E	Phasenlage des Eintrittsechos
φ_I	Phasenoffset einer Schallwelle für den Weg zwischen äußerer und innerer Ringmantelfläche
φ_R	Phasenlage des Rückwandechos
φ_T	Phasenlage einer Schallwelle beim Austritt aus dem Transducer
χ	abgetastetes Schallsignal
ψ_i	Winkelkoordinate (Rotationswinkel) des Punktes i auf einem Ring (in Umfangsrichtung)
ψ_{g0}	Phasenlage der Ordnung g einer Fourierreihe
ψ_g^*	Winkellage eines Nulldurchgangs der Ordnung g einer Fourierreihe
ψ_T	Winkeloffset zum Ausgleich der Totzeit des Positionsreglers der schnellen Werkzeugverstelleinheit
ω	Kreisfrequenz einer Schallwelle
δf_{Nf}	Änderung der Resonanzfrequenz f_{Nf} aufgrund einer Dickenänderung Δd
Δc_s	Temperaturabhängigkeit der Schallgeschwindigkeit
Δd	Wanddickenänderung gegenüber einer Bezugswanddicke
Δf	Differenz zwischen zwei Resonanzfrequenzen stehender Wellen
Δr	Abweichung vom Sollradius (beispielsweise r_0)
$\Delta r(\psi, z)$	Lokale Abweichung vom Sollradius an den Zylinderkoordinaten ψ und z
$\Delta \varphi$	Gemessene Phasendifferenz zwischen den Signalen der Echos der inneren und der äußeren Mantelfläche
$\Delta \varphi_D$	Gemessene Phasendifferenz zwischen den Signalen der Echos der inneren und der äußeren Mantelfläche
$\Delta \varphi'$	Theoretische Phasendifferenz zwischen den Echos der inneren und der äußeren Mantelfläche
$\Delta \psi$	Änderung der Winkellage der dominanten Formabweichung

13 Anhänge

13.1 Bestimmungsgleichungen Kreis

Hier wird die Herleitung der Bestimmungsgleichungen für die Kreis-Approximation von Messdaten dargestellt.

Ausgehend von der Abstandsdefinition für Messpunkte des Kreises (Gleichung 27) lassen sich die gesuchten Parameter x_M, y_M (Koordinaten des Kreismittelpunkts) und r_0 (Kreisradius) bestimmen.

$$\begin{aligned}\delta_i &= \sqrt{(x_i - x_M)^2 + (y_i - y_M)^2} - r_0 \\ &= \sqrt{(r_i \cdot \cos \psi_i)^2 + (r_i \cdot \sin \psi_i)^2} - r_0 = r_i - r_0\end{aligned}$$

Hierzu wird die Abstandsdefinition durch eine Taylorentwicklung in der Nähe der gesuchten, optimalen Parameter linearisiert und diese Parameter durch Iteration über n_I Schritte ($j = 1 \dots n_I$) berechnet.

$$\begin{aligned}x_{Mj} &= x_{Mj-1} + \Delta x_{Mj} \\ y_{Mj} &= y_{Mj-1} + \Delta y_{Mj} \\ r_{0j} &= r_{0j-1} + \Delta r_{0j}\end{aligned}$$

Dabei stellen die Größen Δx_{Mj} , Δy_{Mj} und Δr_{0j} die Verbesserungen der Parameter für jeden Iterationsschritt j dar.

Die linearisierte Definitionsgleichung der Abweichungen für die Bestimmung der Verbesserungen lautet:

$$\delta_i \approx \frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} \cdot \Delta x_M + \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} \cdot \Delta y_M + \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} \cdot \Delta r_0$$

Für die partiellen Ableitungen gilt:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} &= \frac{-1}{\sqrt{(x_i - x_M)^2 + (y_i - y_M)^2}} \cdot (x_i - x_M) \quad ; \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} &= \frac{-1}{\sqrt{(x_i - x_M)^2 + (y_i - y_M)^2}} \cdot (y_i - y_M) \quad ; \quad \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} = -1\end{aligned}$$

Unter Berücksichtigung der Zusammenhänge in der Abstandsdefinition folgt für die Ableitungen:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} &= \frac{-1}{r_i} \cdot (x_i - x_M) = -\cos \psi_i \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} &= \frac{-1}{r_i} \cdot (y_i - y_M) = -\sin \psi_i \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} &= -1\end{aligned}$$

Durch Einsetzen in die linearisierte Definitionsgleichung ergibt sich:

$$\delta_i \approx -\cos \psi_i \cdot \Delta x_M - \sin \psi_i \cdot \Delta y_M - \Delta r_0$$

Für die Bestimmung der optimalen Kreisparameter wird als Zielfunktion Z die Wurzel aus der Summe der quadrierten Abstände minimiert.

$$Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n \delta_i^2} \rightarrow \text{Minimum}$$

Dazu sind die partiellen Ableitungen der Zielfunktion Z gleich Null zu setzen. Die resultierenden Gleichungen ergeben das gesuchte Bestimmungsgleichungssystem.

$$\begin{aligned}\frac{\partial Z}{\partial x_M} &= \frac{1}{2 \cdot Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \cdot \cos \psi_i \\ &= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum \cos^2 \psi_i \cdot \Delta x_M + \sum \sin \psi_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta y_M + \sum \cos \psi_i \cdot \Delta r_0 \right) = 0 \\ \frac{\partial Z}{\partial y_M} &= \frac{1}{2 \cdot Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \cdot \sin \psi_i \\ &= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum \sin \psi_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta x_M + \sum \sin^2 \psi_i \cdot \Delta y_M + \sum \sin \psi_i \cdot \Delta r_0 \right) = 0 \\ \frac{\partial Z}{\partial r_0} &= \frac{1}{2 \cdot Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \\ &= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum \cos \psi_i \cdot \Delta x_M + \sum \sin \psi_i \cdot \Delta y_M + \Delta r_0 \right) = 0\end{aligned}$$

Bei der Darstellung wurde auf die Angabe der Summationsgrenzen (1...n) für das Element i aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet.

Vor dem Eintrag der Koeffizienten in die Koeffizientenmatrix \mathbf{C} (Gleichung 28) kann der Faktor Z^{-1} in jeder Gleichung gekürzt werden.

13.2 Bestimmungsgleichungen Zylinder-Mantelfläche

Hier wird die Herleitung der Bestimmungsgleichungen für die Approximation einer Zylinder-Mantelfläche an Messdaten dargestellt. Sie erfolgt nach dem gleichen Schema wie die Herleitung der Bestimmungsgleichungen für den Kreis.

Die Abstandsfunktion (Gleichung 29)

$$\delta_i = \sqrt{(x_i - x_M - \beta_x \cdot h_i)^2 + (y_i - y_M - \beta_y \cdot h_i)^2} - r_0$$

ist nicht-linear, weshalb auch hier die zu bestimmenden optimalen Parameter des Lösungsvektors \mathbf{l} über ein iteratives Verfahren ermittelt werden müssen.

$$\mathbf{l} = (x_M; y_M; \beta_x; \beta_y; r_0)^T \quad ; \quad \Delta \mathbf{l} = (\Delta x_M; \Delta y_M; \Delta \beta_x; \Delta \beta_y; \Delta r_0)^T$$

Hierzu ist die Abstandsfunktion unter Verwendung der iterativen Parameteränderungen $\Delta \mathbf{l}$ in der Nähe der optimalen Lösung \mathbf{l} zu linearisieren.

$$\delta_i = \left. \frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} \right|_{\mathbf{l}} \cdot \Delta x_M + \left. \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} \right|_{\mathbf{l}} \cdot \Delta y_M + \left. \frac{\partial \delta_i}{\partial \beta_x} \right|_{\mathbf{l}} \cdot \Delta \beta_x + \left. \frac{\partial \delta_i}{\partial \beta_y} \right|_{\mathbf{l}} \cdot \Delta \beta_y + \left. \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} \right|_{\mathbf{l}} \cdot \Delta r_0$$

Für die partiellen Ableitungen gelten in Analogie zum Verfahren für den Kreis die folgenden Gleichungen (Variablenbezeichnung siehe Bild 15).

$$\begin{aligned} \frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{r_i} \cdot 2 \cdot (x_i - x_M - \beta_x \cdot h_i) \cdot (-1) = -\frac{x_i - x_M - \beta_x \cdot h_i}{r_i} = -\cos \psi_i \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} &= -\frac{y_i - y_M - \beta_y \cdot h_i}{r_i} = -\sin \psi_i \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial \beta_x} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{r_i} \cdot 2 \cdot (x_i - x_M - \beta_x \cdot h_i) \cdot (-h_i) = -\frac{x_i - x_M - \beta_x \cdot h_i}{r_i} \cdot h_i = -h_i \cdot \cos \psi_i \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial \beta_y} &= -\frac{y_i - y_M - \beta_y \cdot h_i}{r_i} \cdot h_i = -h_i \cdot \sin \psi_i \\ \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} &= -1 \end{aligned}$$

Aus der Minimierung der Zielfunktion Z folgen die Bestimmungsgleichungen durch Nullsetzen der partiellen Ableitungen (siehe Abschnitt 13.1):

$$Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n \delta_i^2} \rightarrow \text{Minimum}$$

Auch in den folgenden Formeln wird der Summationsindex i beim Summenzeichen nicht angegeben.

$$\begin{aligned}
\frac{\partial Z}{\partial x_M} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial x_M} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \cdot \cos \psi_i \\
&= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum \cos^2 \psi_i \cdot \Delta x_M + \sin \psi_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta y_M \right. \\
&\quad \left. + h_i \cdot \cos^2 \psi_i \cdot \Delta \beta_x + h_i \cdot \sin \psi_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta \beta_y + \cos \psi_i \cdot \Delta r_0 \right) = 0 \\
\frac{\partial Z}{\partial y_M} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial y_M} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \cdot \sin \psi_i \\
&= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum \cos \psi_i \cdot \sin \psi_i \cdot \Delta x_M + \sin^2 \psi_i \cdot \Delta y_M \right. \\
&\quad \left. + h_i \cdot \cos \psi_i \cdot \sin \psi_i \cdot \Delta \beta_x + h_i \cdot \sin^2 \psi_i \cdot \Delta \beta_y + \sin \psi_i \cdot \Delta r_0 \right) = 0 \\
\frac{\partial Z}{\partial \beta_x} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial \beta_x} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \cdot h_i \cdot \cos \psi_i \\
&= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum h_i \cdot \cos^2 \psi_i \cdot \Delta x_M + h_i \cdot \sin \psi_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta y_M \right. \\
&\quad \left. + h_i^2 \cdot \cos^2 \psi_i \cdot \Delta \beta_x + h_i^2 \cdot \sin \psi_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta \beta_y + h_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta r_0 \right) = 0 \\
\frac{\partial Z}{\partial \beta_y} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial \beta_y} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \cdot h_i \cdot \sin \psi_i \\
&= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum h_i \cdot \cos \psi_i \cdot \sin \psi_i \cdot \Delta x_M + h_i \cdot \sin^2 \psi_i \cdot \Delta y_M \right. \\
&\quad \left. + h_i^2 \cdot \cos \psi_i \cdot \sin \psi_i \cdot \Delta \beta_x + h_i^2 \cdot \sin^2 \psi_i \cdot \Delta \beta_y + h_i \cdot \sin \psi_i \cdot \Delta r_0 \right) = 0 \\
\frac{\partial Z}{\partial r_0} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial r_0} = \frac{-1}{Z} \cdot \sum \delta_i \\
&= \frac{1}{Z} \cdot \left(\sum \cos \psi_i \cdot \Delta x_M + \sin \psi_i \cdot \Delta y_M + h_i \cdot \cos \psi_i \cdot \Delta \beta_x + h_i \cdot \sin \psi_i \cdot \Delta \beta_y + \Delta r_0 \right) = 0
\end{aligned}$$

Auch bei diesem Gleichungssystem kann der Faktor Z^{-1} für die weiteren Berechnungen vernachlässigt werden, so dass sich die Koeffizientenmatrix **C** aus Gleichung 31 ergibt.

13.3 Bestimmungsgleichungen Fourierreihe

Hier erfolgt die Herleitung der Bestimmungsgleichungen für die Approximation einer Fourierreihe an einen Messdatensatz. Da die Fourierreihe linear von den gesuchten Parametern abhängt, ist keine Linearisierung der Abstandsdefinition erforderlich. Ansonsten wird auch hier das gleiche Schema wie bei der Herleitung der Bestimmungsgleichungen für den Kreis angewandt.

Aus der Abstandsgleichung mit $2q+1$ Parametern

$$\delta_i = a_0 + \sum_{g=1}^q a_g \cdot \cos(g \cdot \psi_i) + b_g \cdot \sin(g \cdot \psi_i) - r_0$$

und ihrem Lösungsvektor \mathbf{l}

$$\mathbf{l} = (a_0; a_1; b_1; \dots; a_q; b_q)^T$$

und der Zielfunktion Z

$$Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n \delta_i^2}$$

folgt das Erstellen der Bestimmungsgleichungen durch partielles Ableiten und Nullsetzen. Hierzu finden die partiellen Ableitungen der Abstandsdefinition Anwendung.

$$\frac{\partial \delta_i}{\partial a_0} = 1 \quad ; \quad \frac{\partial \delta_i}{\partial a_g} = \cos(g \cdot \psi_i) \quad ; \quad \frac{\partial \delta_i}{\partial b_g} = \sin(g \cdot \psi_i)$$

Daraus ergeben sich die folgenden Gleichungen.

$$\begin{aligned} \frac{\partial Z}{\partial a_0} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum_{i=1}^n \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial a_0} \\ &= \frac{1}{Z} \cdot \sum_{i=1}^n \left(a_0 + \sum_{g=1}^q (a_g \cos \psi_i + b_g \cdot \sin \psi_i) \right) = 0 \\ \frac{\partial Z}{\partial a_j} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum_{i=1}^n \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial a_j} \\ &= \frac{1}{Z} \cdot \sum_{i=1}^n \left(a_0 + \sum_{g=1}^q (a_g \cos(g \cdot \psi_i) + b_g \cdot \sin(g \cdot \psi_i)) \right) \cdot (\cos(j \cdot \psi_i)) = 0 \\ \frac{\partial Z}{\partial b_j} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{Z} \cdot 2 \cdot \sum_{i=1}^n \delta_i \cdot \frac{\partial \delta_i}{\partial b_j} \\ &= \frac{1}{Z} \cdot \sum_{i=1}^n \left(a_0 + \sum_{g=1}^q (a_g \cos(g \cdot \psi_i) + b_g \cdot \sin(g \cdot \psi_i)) \right) \cdot (\sin(j \cdot \psi_i)) = 0 \end{aligned}$$

Aus der Ausformulierung dieser Gleichungen für $j = 1 \dots q$ ergeben sich die Koeffizienten der Matrix \mathbf{C} wie in Gleichung 36 dargestellt.

In der vorliegenden Arbeit sind Ergebnisse enthalten, die im Rahmen der Betreuung folgender studentischer Arbeiten entstanden sind:

- Heidtmann, Dietmar, *Realisierung eines Präzisions-Positioniersystems für Ultraschallsensoren im Zerspanzentrum*, 2010;
- Schmidt, Juri, *Weiterentwicklung und Anpassung eines Präzisions-Positioniersystems für Ultraschallsensoren für eine CNC Drehmaschine*, 2012.
- Tillwick, Frank, *Entwicklung eines hochgenauen Ultraschall-Wanddickenmeßverfahrens durch Phasendifferenz-Laufzeit-Analyse*, 2001.